



TITLE:

長大吊橋における施工誤差の評価
とその制御に関する研究(
Dissertation_全文)

AUTHOR(S):

原田, 康夫

CITATION:

原田, 康夫. 長大吊橋における施工誤差の評価とその制御に関する研究.
京都大学, 1981, 工学博士

ISSUE DATE:

1981-11-24

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.r4553>

RIGHT:

長大吊橋における施工誤差の評価と その制御に関する研究

昭和56年 5 月

原 田 康 夫

目

次

第 1 章	序	論	1
第 2 章	吊橋の施工法と誤差要因		4
第 1 節	概	説	4
第 2 節	吊橋の発達歴史		5
2.2.1	近代吊橋の誕生		5
2.2.2	エアスピニング工法の発明とケーブル材料の進歩		5
2.2.3	たわみ理論と吊橋の長大化		6
2.2.4	補剛桁構造の進歩		7
2.2.5	ワイヤロープケーブルとプレファブストランドケーブル		8
2.2.6	わが国における吊橋施工法の進歩		9
第 3 節	ケーブルの架設		12
2.3.1	エアスピニング工法とプレファブストランド工法		12
2.3.2	A S 工法によるストランドの架設		14
2.3.3	P W S 工法によるストランドの架設		20
2.3.4	ストランドの調整とケーブルの形成		22
第 4 節	補剛トラスの架設		25
2.4.1	無補剛工法と逐次剛結工法		25
2.4.2	逐次剛結工法の架設時静的挙動		29
2.4.3	逐次剛結工法の適用例		46
第 5 節	施工に伴う誤差要因		48
第 3 章	ケーブルの弾性係数		50
第 1 節	概	説	50
第 2 節	ケーブルの弾性係数に関する考察		51
3.2.1	弾性係数の変動に対する施工上の要因		51
3.2.2	数値計算による考察		52

第 4 章	ケーブルの温度応答	5 6
第 1 節	概 説	5 6
第 2 節	基礎方程式	5 8
第 3 節	気温の変動による応答	6 0
4. 3. 1	気温の単位跳躍入力による応答	6 0
4. 3. 2	任意の気温変動に対する応答	6 2
第 4 節	日射の変動による応答	6 4
4. 4. 1	概 要	6 4
4. 4. 2	単位跳躍入熱による応答	6 5
4. 4. 3	任意の輻射入熱による応答	7 0
第 5 節	数値計算法	7 2
4. 5. 1	数値計算の収束性	7 2
4. 5. 2	日 射 量	7 5
第 6 節	模型実験	7 7
4. 6. 1	供試体	7 7
4. 6. 2	実験方法	8 0
4. 6. 3	実験結果および考察	8 3
第 7 節	ケーブルの温度応答特性に伴う設計上の問題点	9 5
第 8 節	ケーブルの温度応答特性に伴う施工誤差の検討	1 0 1
4. 8. 1	吊橋のモデル化	1 0 1
4. 8. 2	数値計算による検討	1 0 3
第 5 章	補剛トラスの部材長誤差	1 1 3
第 1 節	概 説	1 1 3
第 2 節	部材長の誤差と補剛トラスの組立形状	1 1 4
5. 2. 1	部材長の誤差	1 1 4
5. 2. 2	補剛トラスの組立形状	1 1 6
第 3 節	応答値に対する理論解析手法	1 2 0
5. 3. 1	撓度理論の基本式	1 2 0
5. 3. 2	応答値の理論解	1 2 1

5. 3. 3	連続補剛吊橋への適用	1 2 4
第 4 節	数値計算結果と考察	1 3 0
第 6 章	結 論	1 3 8
参 考 文 献	1 4 4

第 1 章 序 論

近代吊橋の発祥は 18 世紀中葉にさかのぼる。これは、吊橋を構成する部材のうちでもっとも重要な役割を占めるケーブルの材料として、古代吊橋の植物繊維に代って、近代工業化の幕開けとともに、鉄の使用が可能になったことによるものである。このような近代初期の吊橋では、ケーブルとして鉄のチェーンが用いられた。1741 年にはイギリスの Tees 川に支間 21.3 m の歩道吊橋が完成し、またアメリカでは、1801 年に James Finley によって、支間も同じ 21.3 m の吊橋が Jacob's Creek に架設されたが、この両橋が、英米両国における鉄を使用した最初の吊橋であるとされている。爾来、吊橋はその解析理論の発達およびケーブル材料とケーブル架設法の進歩によって長大化の一途をたどり、Verrazano Narrows 橋（主径間長 1298 m，アメリカ，1964 年）が世界最長の支間を誇り、Humber 橋（主径間長 1410 m，イギリス，工事中）がそれを凌駕しようとするに至っている。

わが国における長大吊橋の歴史は、若戸大橋（主径間長 367 m，1962 年）に始まったとみてよい。それ以後、官・学・民間の各界において、長大吊橋に関する学術上、実際上の幅広い調査研究が行なわれた。とくに、台風の常襲地帯であるわが国のきびしい自然条件に対処するため、補剛トラスの架設法として逐次剛結工法が提案され、関門橋（主径間長 712 m，1973 年）の架設に適用されて成果を挙げたことは、吊橋架設法の大きな進歩の一つとして注目すべきものである。現在わが国では、その支間長で世界の十指にランクされる長大吊橋群を含む本州四国連絡架橋プロジェクトが軌道に乗り、因島大橋（主径間長 770 m），大鳴門橋（主径間長 876 m）が工事中である。

ところで、吊橋は、塔、ケーブル、吊材、補剛桁というように、きわめて剛性の異なった数多くの構成要素からなる高次の不静定構造物であり、しかも他形式の橋梁に比べて可撓性に富んだ構造物であるという点に、一つの大きな特徴がある。これを施工法からながめてみると、吊橋は他の形式の橋梁に比べて、架設中の施工管理がむずかしく、各種の施工誤差が導入されやすいことを意味する。たとえば、ケーブルの張渡し形状は、吊橋の形状を支配する代表的なパラメータである。そこで、ケーブルの張渡し完了後、その形状を測量によって確認し、計画どおりの路面形状が得られるように吊材の長さを精算する。ところが、ケーブ

ルは温度変化によって微妙にその長さを変え、それが増幅されて大きな形状変化となって現われる。ちなみに関門橋の主径間 ($\ell = 712\text{ m}$) では、単位温度変化あたりのサグの変化量は約 $20\text{ mm}/^{\circ}\text{C}$ となる。ところが、このようなサグ測量を行なう際には、ケーブルの熱伝導特性や温度応答に関する定量的評価の手法などが明らかにされていなかったこともあって、ケーブルの表面温度を測定し、それをケーブルの平均温度であるとみなして、測定値に対する温度補正を行なっているのが現状である。ここに、ケーブル形状を確認するうえでの誤差が導入される。またたとえば、従来行なわれてきた補剛桁の架設法を取上げてみよう。張渡されたケーブルに吊材を取付け、それに補剛桁を吊下げていく。ところが、架設途中の補剛桁は、ケーブルの大きな変形のために、吊橋完成状態から大きく変位している。一般に、補剛桁は凹形の変形状態となるため、たとえばトラス形式補剛桁の場合には、上弦材の上フランジに仮添接が施されただけの状態であって架設せざるを得ず、架設の最終段階近くで、変形状態が凸形に転じた時期をねらって本添接が行なわれていた。このような方法によれば、補剛桁の位置がケーブルで拘束された状態にあるため、添接のための位置決めの自由度がきわめて低く、現場での組立てに誤差が入り易い。これらはすべて、吊橋が他の形式の橋梁に例を見ないほど、たわみやすい構造物であるところに原因がある。

ところで、構造物の信頼性を評価するためには、構造物自身およびそれを取りまく環境が持つ各種の不確定要因を的確に分類し、それらの特性を明らかにすることがもっとも重要な条件となる。しかしながら、各種の不確定要因のうち、その発生原因が施工法に求められるものについては、現在までのところ、必ずしも十分な考察がなされていない。吊橋には、その施工段階を通じて、各種の誤差が導入されることは、上述した例からも明らかである。これらの施工誤差は、施工法との関連のもとに、ある程度制御可能な部分と制御不可能な部分とに分けられる。たとえば、ケーブルの張渡し形状を確認するためのサグ測量にともなう誤差のうち、ケーブル温度の推定誤差による影響は、ケーブルの温度応答性能が明らかにされ、温度応答履歴を追跡する手法が実用化されれば、制御可能な誤差となり得る。また、吊橋は、性質の異なった多種類の構造部材から成立しているため、誤差に対する応答は構造部材ごとに異なる。すなわち、各種の施工誤差は、たとえば、主としてケーブルに支配的な影響を及ぼすもの、補剛桁に支配的な影響を及ぼすもの、あるいはその両者に影響を及ぼすものというような、性質上の分類ができる。吊橋を耐荷メカニズムからながめてみれば、主として荷重を支えるのはケーブルであり、補剛桁には、ケーブルを補剛して活荷重の一部を負担でき

る程度の剛性が与えられているにすぎない。したがって、上述した補剛桁の現場組立による誤差は、主として補剛桁自身に影響を及ぼし、ケーブルへの影響は少ないものの1つである。

以上のようなことから、本論文では、吊橋の各施工段階における誤差要因を拾い出して、それらを系統的に分類し、その中から、主として補剛桁に影響を与えるものを選んでその特性を明らかにするとともに、誤差の導入を制御するための施工上の配慮についての考察を行ない、もって、吊橋の構造信頼性を評価するための資料を提供したい。

本論文の構成は以下のとおりである。

第2章では、吊橋の構造と施工法について歴史的な展望を試みたのち、ケーブルおよび補剛桁について、主として今日の長大吊橋に採用されている架設工法を概観するとともに、そこから、吊橋に導入される施工に伴う誤差要因を拾い出してそれを整理する。

第3章では、ケーブルの架設に伴う誤差の1つとして、素線長の不揃いによるケーブル弾性係数の変動について考察を加える。

第4章では、ケーブルの温度応答性能が、一般の構造用鋼材に比べてきわめて低いことを示し、それによる問題点を整理して考察を加える。まず第1に、気温および日射の変動によるケーブルの温度応答式を導く。第2に、大形模型による実験を行なって、ケーブルの熱移動に関する物性値を推定するとともに、追跡理論の妥当性を検証する。第3に、ケーブルの温度応答特性に伴う吊橋設計上の問題点について触れたのち、吊橋を代表的なパラメータによってモデル化して数値計算を行ない、施工法との関連から導入される誤差の影響について考察を加える。

第5章では、補剛トラスの組立形状は、補剛トラスを構成する各部材自身が持つ長さの誤差と、架設現場で行なわれる補剛トラスユニット同志の現場添接によって発生する誤差によって支配されると考え、その影響について考察する。まず第1に、トラスを構成する箱形断面部材の製品検査成績より部材長の誤差を統計量として求めるとともに、現場における添接誤差を経験的な数字でおさえて、補剛トラスの組立形状誤差をパラメトリックに表現する。第2に、線形化撓度理論の基本式から出発して、誤差の応答値に対する理論解析手法を明らかにする。第3に、誤差の応答値を定量的に評価するとともに、それらの結果から応答値の特性、架設法との関連について考察を加える。

第6章は本論文の結論をとりまとめたものである。

第 2 章 吊橋の施工法と誤差要因

第 1 節 概 節

吊橋には、その施工段階を通じて、各種の誤差が導入される。そして、これらの誤差の要因は、施工法との関連のもとに、ある程度制御可能な部分と制御不可能な部分とに分けられるであろうということ、また、それぞれの誤差要因は、主としてケーブルに支配的な影響を及ぼすもの、補剛桁に支配的な影響を及ぼすもの、あるいはその両者に影響を及ぼすものというような、性質上の分類ができるであろうということは、前述したとおりである。

そこで、本章では、第 2 節で吊橋の構造と施工法について、歴史的な展望を試みるとともに、第 3 節および第 4 節でケーブルおよび補剛桁について、主として長大吊橋の施工に現在採用されている工法を紹介する。ついで第 5 節では、これらの施工法を通じて、吊橋に導入される各種の誤差要因のうち、主として補剛桁に影響を及ぼすと考えられるものを拾い出して定性的な考察を加え、それらを性質の似かよったいくつかの代表的な誤差要因にとりまとめて、整理してみる。

第 2 節 吊橋の発達の歴史

2.2.1 近代吊橋の誕生

吊橋の発達は、そのもっとも重要な構造部材であるケーブルの、材料と施工法の発達に負うところが大きい。薦などの植物繊維をケーブルの主要な材料としていた古代吊橋に代って、18世紀から19世紀にかけて、鉄を材料としたケーブルを持つ、いわゆる近代吊橋が誕生した。すなわち、1741年には、イギリスの Tees 川に支間 21.3 m の歩道吊橋が完成し、1801年には、James Finley によってアメリカの Jacob's Creek に同じ支間の吊橋が架設された。この両橋が、英米両国における鉄を使用した最初の吊橋であるとされており、ともに鉄のチェーンをケーブルとしていた。

このように、創成期における近代吊橋はチェーンケーブルを持つものであったが、ワイヤケーブルが現われたのは、それから間もない頃であった。1816年に James Finley が架設した Schuylkill の吊橋は、支間が 124 m あり、鉄線を用いた世界最初のワイヤケーブル吊橋として有名である。その後、この種の吊橋が数多く架設されたが、Charles Ellet の手になる Schuylkill の吊橋(1842年、アメリカ)は、支間こそ 109 m と大きくはなかったが、10本のケーブルが平行に配置された鉄線で構成されているところに大きな意味があった。C. Ellet はこの手法によって、Ohio River 吊橋(主径間長 307 m , 1849年、アメリカ)を完成させたが、この吊橋は、主径間長を世界で初めて 1000 ft の大台に乗せたという点で有名となった。吊橋長大化の兆しは、すでにこの時に発生していたといえよう。

2.2.2 エアスピニング工法の発明とケーブル材料の進歩

ところで、このような平行線ケーブルの架設法としてのエアスピニング工法は、1820年代にその原型が見られるとされており、Joseph Chailey が1834年に架設したスイスの Fribourg 橋にはこの工法が適用されていて、1056本の錬鉄ワイヤを束ねたケーブルを持つ、支間 264 m のこの吊橋は、ヨーロッパでの最長支間を誇る橋梁として、1924年までの90年間にわたって使用された。このようなエアスピニング工法の萌芽を結実させた

のは、John A. Roebling であり、架線法のみならず、スクリーニングによって円形断面ケーブルを形成し、ワイヤラッピングと塗装を施して防蝕を図るという、現在の長大吊橋のケーブル構造を確立したのも彼であった。1845年に完成したAllegheny水路の吊橋は、支間はわずか49mであったが、この形式のケーブルが初めて用いられた吊橋として有名である。その後、エアスピニング工法に改良が加えられ、1855年に完成したNiagara橋で、それが吊橋ケーブルの標準的な架設法としての地位を確保した。

ケーブル架設法の発達もさることながら、製鋼法の発明によって、ケーブル材料のワイヤとして、従来の鉄線に代って、高強度の鋼線の使用が可能となったのもこの頃であった。1883年に完成したBrooklyn橋（主径間長486m）は、亜鉛メッキされた鋼線が初めて使用された吊橋である。この吊橋の直径394mmの4本のケーブルは、それぞれ直径4.75mmの亜鉛メッキ鋼線5282本から成っており、ワイヤの引張強度は107Kg/mm²であって、従来の鉄線の引張強度30～40Kg/mm²に比べて、強度の向上が著しい。

2.2.3 たわみ理論と吊橋の長大化

このようにして、ケーブルの材料と架線技術の発達によって、吊橋の長大化に拍車がかけられることとなったが、これまでの吊橋は、いわゆる弾性理論によって設計されており、Brooklyn橋はこの弾性理論による代表的な吊橋であった。しかしながら、支間の長大化に伴って、活荷重による変形を無視するところに解析の基礎を置くこの弾性理論は、もともとたわみやすいところに特徴がある吊橋の解析法として、現実にはすぐれない点が指摘されるようになった。この変形の影響に着目した吊橋の解析理論であるたわみ理論は、1888年にJosef Melanによって明らかにされた。1909年に完成したManhattan橋（主径間長448m、アメリカ）は、このたわみ理論によって設計された最初の吊橋であった。これを契機として、吊橋は加速度的に長大化の道を歩んだ。Benjamin-Franklin橋（主径間長533m、1926年、アメリカ）、Ambassador橋（主径間長564m、1929年、アメリカ）などを経て、1931年に完成したGeorge Washington橋（主径間長1067m、アメリカ）は、従来の最大支間であったAmbassador橋の564mに比べて、わずか2年でその主径間長を2倍にしたという点で驚異的であった。アメリカにおける吊橋の長大化はさらに進み、1936年にはSan Francisco-Oakland Bay橋（主径間長704m）が完

成し、1937年にはGolden Gate 橋（主径間長1280m）が架設された。とくに後者は、Verrazano Narrows 橋（主径間長1298m）が完成した1964年までの27年間にわたって、世界最長の支間を誇り続けていた。

2.2.4 補剛桁構造の進歩

たわみ理論の発達と、それに裏付けされた支間の長大化の傾向は、吊橋の経済設計を要求した。その帰結として、補剛桁はますます低くなって、Bronx Whitestone 橋（主径間長701m、1939年）、Tacoma Narrows 橋（主径間長853m、1940年）のような長大吊橋に対しても、プレートガーダーを補剛桁として用いるようになった。しかしながら、Tacoma Narrows 橋が、完成後間もなく、わずか19m/sec程度の風による振動で落橋に至ったことから、補剛桁構造が、空力弾性学の面から見なおされ、1949年に再建された新Tacoma Narrows 橋には、上下横構と対傾構によって、耐風安定性上必要なねじり剛性の与えられた、トラス形式の補剛桁が採用された。それ以後に建設された吊橋の補剛桁構造としては、ドイツを中心とする中規模支間の吊橋に、プレートガーダー形式が用いられてはいるが、長大吊橋については、補剛トラス形式が主流となった。Delaware Memorial 橋（主径間長655m、1951年、アメリカ）、Mackinac Strait 橋（主径間長1158m、1957年、アメリカ）、Walt Whitman 橋（主径間長610m、1957年、アメリカ）、Tancarville 橋（主径間長608m、1959年、フランス）、Throgs Neck 橋（主径間長533m、1961年、アメリカ）、Vincent Thomas 橋（主径間長491m、1963年、アメリカ）、Forth Road 橋（主径間長1006m、1963年、イギリス）、Verrazano Narrows 橋（主径間長1298m、1964年、アメリカ）、Salazar 橋^{*}（主径間長1013m、1966年、ポルトガル）などは、この例である。これらのうち、Forth Road 橋は、Roebbling 方式の平行線ケーブルを、ヨーロッパで最初に用いた吊橋として有名であり、Tancarville 橋はワイヤロープケーブルの最長支間吊橋として、またSalazar 橋は、将来の鉄道併設計画に備えて、アブローチ支間も含めて6径間連続補剛トラスとしている吊橋として、それぞれ特異な存在となっている。

他方、イギリスにおいては、C.Scrutonを中心とする吊橋の空力弾性学的研究の結果、アメリカ流の補剛トラス構造に代って、桁高の小さい偏平箱形断面の補剛桁構造が開発され

^{*} 1974年4月25日の革命により“4月25日橋”と改名されたが、本稿では旧名表示とする。

た。このような補剛桁に斜め吊材を採用した、新らしい形式の長大吊橋として、Severn 橋（主径間長 985 m, 1966 年, イギリス）が建設され、Lillebælt 橋（主径間長 600 m, 1969 年, デンマーク（ロープケーブル））、Bosporus 橋（主径間長 1014 m, 1973 年, トルコ）と相次いで同様な吊橋が出現した。この構造形式は、現在建設途上にある Humber 橋（主径間長 1410 m, イギリス）にも受継がれている。以上見てきたように、今日、長大吊橋に用いられている補剛桁の構造形式としては、アメリカを中心とするトラス形式と、イギリスを中心とする偏平箱桁形式の 2 種類に大別される。わが国では、後者が採用された例はいまだないが、本四連絡橋の大島大橋は、この補剛形式の吊橋として計画されている。

2.2.5 ワイヤロープケーブルとプレファブストランドケーブル

Roebbling 以後のアメリカで、吊橋ケーブルの架線法としてエアスピニング工法が定着した一方、ヨーロッパでは、ワイヤロープケーブルが主流となっており、平行線ケーブルは、1963 年の Forth Road 橋で初めて採用された。ワイヤロープケーブルは、19 世紀末より使われ始めたが、これは、しばしば発生した平行線ケーブルの断線事故に対処するため、個々のロープを交換可能にしようという配慮と、エアスピニング工法による複雑な現場作業を避けようとする要求から生まれたものであった。ケーブル用ワイヤロープには円形断面の素線を用いたスパイラルロープと、異形断面の素線を用いたスパイラルロープであるロックドコイルロープが多く用いられるが、前者はとくにフランスで、また後者はとくにドイツで使用された例が多い。ワイヤロープケーブルを有する代表的な吊橋としては、スパイラルロープでは Yonne River 橋（主径間長 231 m, 1900 年, フランス）、Lions Gate 橋（主径間長 472 m, 1939 年, カナダ）、Chesapeake Bay 橋（主径間長 488 m, 1952 年, アメリカ）、Tancarville 橋（主径間長 608 m, 1959 年, フランス）、Lillebælt 橋（主径間長 600 m, 1969 年, デンマーク）などがあり、わが国の若戸大橋（主径間長 367 m, 1962 年）もこの例である。また、ロックドコイルロープでは、Cologne-Mülheim 橋（主径間長 114 m, 1929 年, ドイツ）、Köln-Mülheim 橋（主径間長 315 m, 1951 年, ドイツ）、Köln-Rodenkirchen 橋（主径間長 378 m, 1954 年, ドイツ）、Emmerich 橋（主径間長 500 m, 1965 年, ドイツ）などがある。

このようにして、ヨーロッパを中心として、ワイヤロープケーブルが好んで用いられるようになったが、これは、ワイヤロープを用いたケーブル架設が、エアスピニング工法による平行線ケーブルの場合に比べて簡便であり、工期が短縮されることによって経済性にすぐれているという点に、その大きな理由があった。確かに、中小規模の吊橋についてはそのとおりであったが、支間の長大化とともに、ワイヤロープの持つ本質的な欠点が、ワイヤロープケーブルの経済性に大きな影響を与えることが明らかになった。すなわち、ワイヤロープケーブルは、平行線ケーブルに比べて強度も弾性係数も低いため、より大きなケーブル断面積が必要となり、長大吊橋では、そのためのコスト増が、架設費の経済性で吸収されなくなってしまふ。ワイヤロープケーブル吊橋の経済的最大支間長は450～500mとされており、支間500m以上のこの種の吊橋は、Tancarville 橋(608m)、Lillebælt 橋(600m)、Emmerich 橋(500m)の3橋のみである。このような背景のもとに、ワイヤロープケーブルの施工上の経済性と、平行線ケーブルの材料性能の面での有利性を追求して、アメリカで開発されたのがプレファブストランド工法である。この工法はNewport 橋(主径間長488m、1969年、アメリカ)に始めて適用され、わが国の関門橋(主径間長712m、1973年)もこの工法による吊橋である。以上のように、現在用いられている吊橋のケーブル構造は、主として中小規模の吊橋に用いられるワイヤロープケーブルと、主として長大吊橋に用いられる平行線ケーブルに大別され、さらに後者は、従来のエアスピニング工法によるものと、まだ歴史の新しいプレファブストランド工法によるものに分類される。

2.2.6 わが国における吊橋施工法の進歩

わが国における本格的な吊橋建設の歩みは、若戸大橋(主径間長367m、1962年)に始まった。直径508mmの2本のケーブルは、スパイラルロープ60.7mm ϕ 55本と36.6mm ϕ 6本で構成されている。補剛トラスは、垂直材つきワレントラス形式で、現地で組立てられた2パネル面材を架設単位としている。そして、中央径間の中央部に、12パネルの補剛トラスをケーブルクレーンによって先行架設したのち、中央径間はケーブルクレーンを、また側径間はトラベラークレーンを用いて、塔から張出し架設をした。このときの中央径間と側径間の架設速度は、ほぼ2:1であり、現場添接部は、架設の最終段階にいたるまで、仮ボ

ルトによる仮添接の状態にしておく、いわゆる無補剛架設法が採用された。

1971年に完成した上吉野川橋（支間253.5mの単径間吊橋）は、その後に予定されている本州四国連絡橋プロジェクトの試験橋としての意味合の強い吊橋であり、その架設にあたっては、いくつかの試みがなされた。直径209mmのケーブルは、直径5mmの垂鉛メッキされた鋼線1428本から成る、わが国最初の平行線ケーブルであるが、上流側ケーブルはエアスピニング工法により、下流側ケーブルはプレファブストランド工法により、それぞれ施工された。エアスピニングケーブルは、鋼線204本を1ストランドとする7ストランドで構成されており、プレファブストランドケーブルには、14本のPWS-102が用いられている。補剛トラスは垂直材つきワレントラス形式であり、現地で1パネルの立体ブロックに組立てたあと、それを上下流のケーブルクレーンの相吊りによって、1パネルとびに断続架設された。その状態で、両主塔位置から、補剛トラスの上弦材に沿わせてワイヤロープを張り、それを耐風索として断続部分に間詰材を単材架設するという工法が採られた。この工法は、将来問題となる長大吊橋の架設時耐風安定性を確保するための一工法として試みられたものであったが、すべての補剛トラスブロックが断続架設された後でなければ、耐風索の張渡しができないため、その効果は十分なものではなかった。

上吉野川橋に続いて、1973年に完成した関門橋（主径間長712m）は、ケーブル架設工法として、世界的にも歴史の新しいプレファブストランド工法が、わが国で始めて本格的に採用され、また厳しい自然条件に対処するため、筆者とそのグループが提案して新しく開発した逐次剛結工法によって、補剛トラスが架設されたという点で、わが国における画期的な長大吊橋である。直径664mmのケーブルは154本のPWS-91で構成されている。また、補剛トラスは垂直材つきワレントラスで、工場で組立てられた2パネル面材を架設単位としている。1977年に完成した平戸大橋（支間465mの単径間吊橋）では、ケーブルはエアスピニング工法により、補剛トラスは逐次剛結工法によって架設されたが、この場合には、4パネルの立体ブロックに工場組立てされた補剛トラスを、架設位置までバージで運搬し、ケーブル上に設置されたリフティングビームで吊上げて架設している。

本州四国連絡橋プロジェクトの一環として、因島大橋、大鳴門橋が現在工事中である。この両橋は、ともに、ケーブルがプレファブストランド工法により、補剛桁が逐次剛結工法により架設されることになっており、この両工法が、わが国における長大吊橋の基本的な架設工法として、定着しつつあることがうかがえる。とくに大鳴門橋では、逐次剛結工法にとも

なう架設時応力の解放手段として、関門橋以後用いられてきた架設用ヒンジを廃止すべく、筆者とそのグループは逐次剛結工法の改良を検討し、詳細な施工計画を立案中であり、1982年後半には現場での作業に着手する予定になっている。

第 3 節 ケーブルの架設

2.3.1 エアスピニング工法とプレファブストランド工法

1855年に完成したNiagara橋で、Roebblingによって確立されたエアスピニング工法は、それ以来、長大吊橋ケーブルの基本的な架設工法として今日に至っており、その歴史も長く、使用実績も多い。世界的規模の長大吊橋のほとんどが、この工法によっている。一方、プレファブストランド工法は、ワイヤロープケーブルの施工上の経済性と、平行線ケーブルの部材性能上の利点を兼備えたケーブル架設工法として開発され、1969年のNewport橋に始めて適用されたものである。したがって、その歴史はまだ新しく、施工実績は少ないが、その工法の優秀さは確実に評価されつつある。わが国においては、上吉野川橋での試験使用に続いて、関門橋で始めて本格的に採用された。本州四国連絡橋プロジェクトで、現在工事中の因島大橋、大鳴門橋は、この工法によることになっている。

この両工法の基本的な相異点は、いうまでもなく、ストランドの形成方法とその定着構造にある。エアスピニング工法では、リールに巻かれた鋼線を現地で引出して、個々の鋼線のサグを調整しながら、ストランドを形成する。ストランド内の各鋼線は、両橋台に設けられたリング状のストランドシューにかけ渡されている。一方、プレファブストランドは、所定の長さの鋼線を、所定の本数だけ工場で集束し、その両端はワイヤロープと同様にソケットティングされている。したがって、架設現場では、リール巻きして運搬されたプレファブストランドを引出し、両橋台のアンカーに定着すればよく、エアスピニング工法における素線段階でのサグ調整は不要となる。

以上のことより、両工法の得失はおおむね次のようになる。

- a) プレファブストランド(PWS)工法では、ストランド内の各素線の長さが工場で管理されているため、エアスピニング(AS)工法の場合に比べて、素線長のばらつきが少ない。このことは、素線応力が均一になり、安定した弾性係数が得られることに通じる。ただし、サドルの曲率に沿う部分でのストランドの曲げによる局部的な二次応力は、PWS工法の方が大きくなると予想される。
- b) ストランドを架設するまでの施工性は、PWS工法の方がすぐれている。すなわち、AS工法では、素線を架設しながら、その1本1本を適当なサグに調整しなければならない

い。この作業はきわめて迅速に行なわなければならない、重量の小さい素線は、風の影響を受けやすいので、素線のサグ調整には熟練した作業員を投入しなければならない。1 ストランドに必要な本数の素線が張渡された状態では、たとえ素線のサグ調整が行なわれていても、各素線のサグには相当のばらつきが出る。A S 工法によるストランド架設の場合には、素線のサグのばらつきを、ストランドの所要径の3 倍を目標にして管理しているのが一般的である。この範囲からはみ出した素線については、サグの小さすぎるものは、素線を切断して、そこに3 m 程度の素線を入れてやり、サグの大きすぎるものは途中を切断して、いずれもばらつきの許容範囲に入れてやるためのシェイクアウト (Shake-out) と呼ばれる作業が必要となる。このシェイクアウトには継線作業が必要となるが、これはリール交換時にも発生する。以上述べたような現場作業は、PWS 工法では不要である。

- c) プレファブストランドは、工場で素線を集束したものであるから、ストランド内での素線の交差はない。ただ、ストランド引出し時にねじれやすいため、適当なねじれ防止対策が必要である。素線の交差がないことと、後述するように、1 ケーブル当りのストランド本数がA S 工法に比べて多くなることによって、締付け後のケーブルの空隙率は、PWS 工法による場合の方が小さくなる。従来のエアスピニング工法による場合の空隙率が1 9 ~ 2 3 % であったのに対して、関門橋では1 7 % 以下の部分もあった。
- d) 1 ストランドを構成する素線数は、Verrazano Narrows 橋の4 2 8 本、Golden Gate 橋の4 5 2 本というように、A S 工法では3 0 0 ~ 5 0 0 本であるのに対して、PWS 工法の実績では、関門橋の9 1 本が最大であり、現在施工中の因島大橋、大鳴門橋では1 2 7 本である。A S 工法の場合には、素線の長さで運搬重量の調節が可能であるのに対して、PWS 工法の場合には、素線の本数でその調節をしなければならないところに、この大きな原因がある。太径のプレファブストランドを使用する場合には、それに見合った架設設備が必要となって、その経済性を十分検討しなければならないことは勿論であり、さらに、架設実績がないことにより、引出し中のねじれ対策、サドル曲率部での二次応力の解明などが、今後の課題として残されている。
- e) プレファブストランドの端末定着は、ワイヤロープと同様な合金ソケットによっているため、ストランドシェーを用いるA S 工法による平行線ストランドの場合に比べて、ストランド1 本当りのアンカー構造は簡単になる。しかしながら、1 本のケーブルに含まれるストランド数は、前述したように、PWS 工法の方がA S 工法の場合に比べて多くなるこ

とから、アンカーの全体寸法も大きくなりやすい。関門橋の場合を例にとれば、PWS-91×154ストランド（素線本数14014本）のケーブルを、単純にAS工法に置きかえてみれば、380ブライ×37ストランド（素線数14060本）となって、ストランド数は約 $\frac{1}{4}$ になる。したがって、PWS工法の場合には、アンカー構造を小形化する工夫が必要であり、Newport橋に用いられたパイプアンカーは、その1つの試みとして注目されるものである。

f) 両工法の経済的得失については、PWS工法の実績が少ないこともあって、その比較は困難である。これには、直接的な投下資本の大きさである工費と、工期の短縮によって得られる間接的な利益を総合して考えなければならないが、乙藤¹⁾によれば、関門橋のデータを用いた工費比較の試算結果では、ケーブル重量で11000t前後がPWS工法の適用限界の目安であり、それ以上の規模の吊橋では、AS工法の工費が安くなるとしている。因みに、関門橋のケーブル重量は5084tである。

2.3.2 AS工法によるストランドの架設

(1) 架設用設備

AS工法によるストランド架設用設備の主なものは、以下に示す4種類に大きく分類される。すなわち、作業足場となるキャットウォーク（Catwalk）、素線を引出すためのホーリングシステム（Hauling system）、それを支えるトラムウェイシステム（Tramway system）、および、素線を供給するためのリールラックシステム（Reel rack system）であり、その概要は以下のとおりである。

1) キャットウォーク

ケーブル架設作業のための吊足場であり、主塔間および塔・橋台間のケーブル直下に張渡される。歩面の高さは、キャットウォーク上での作業性を考慮して、ケーブルの約1m下側にするのが普通である。その構造は、複数本のワイヤロープをメインロープとし、木角材あるいは型鋼の床梁と歩面を提供する金網のパネルを、メインロープに取付けたものであり、全長にわたって高欄を設ける。メインロープとして、本橋のハンガーロープを転用するケースが多いが、こうした場合には、仮設備に要する材料が節約され、

同時に、ハンガーロープのプレストレスリングが自動的に行なわれるため経済的である。キャットウォークには、その下側にストームケーブルを張って、剛性の向上を図っている。上下流のキャットウォークの間には、適当な間隔にクロスブリッジが設けられ、連絡通路として用いられる他、キャットウォーク全体の剛性向上に寄与している。

2) トラムウェイシステム

これは、後述するホーリングシステムの荷重を支えるためのもので、トラムウェイベントとトラムウェイロープから成る。塔頂サドルおよびスプレーサドルの位置に大形のトラムウェイベントを設け、その間にトラムウェイロープを張渡す。支間部には、50m程度の間隔で小形のトラムウェイベントが設けられ、トラムウェイロープの中間支持材となる。トラムウェイベントの横梁には、ホーリングロープのためのガイドローラが取り付けられている。図-2.1はトラムウェイシステムの概略図である。

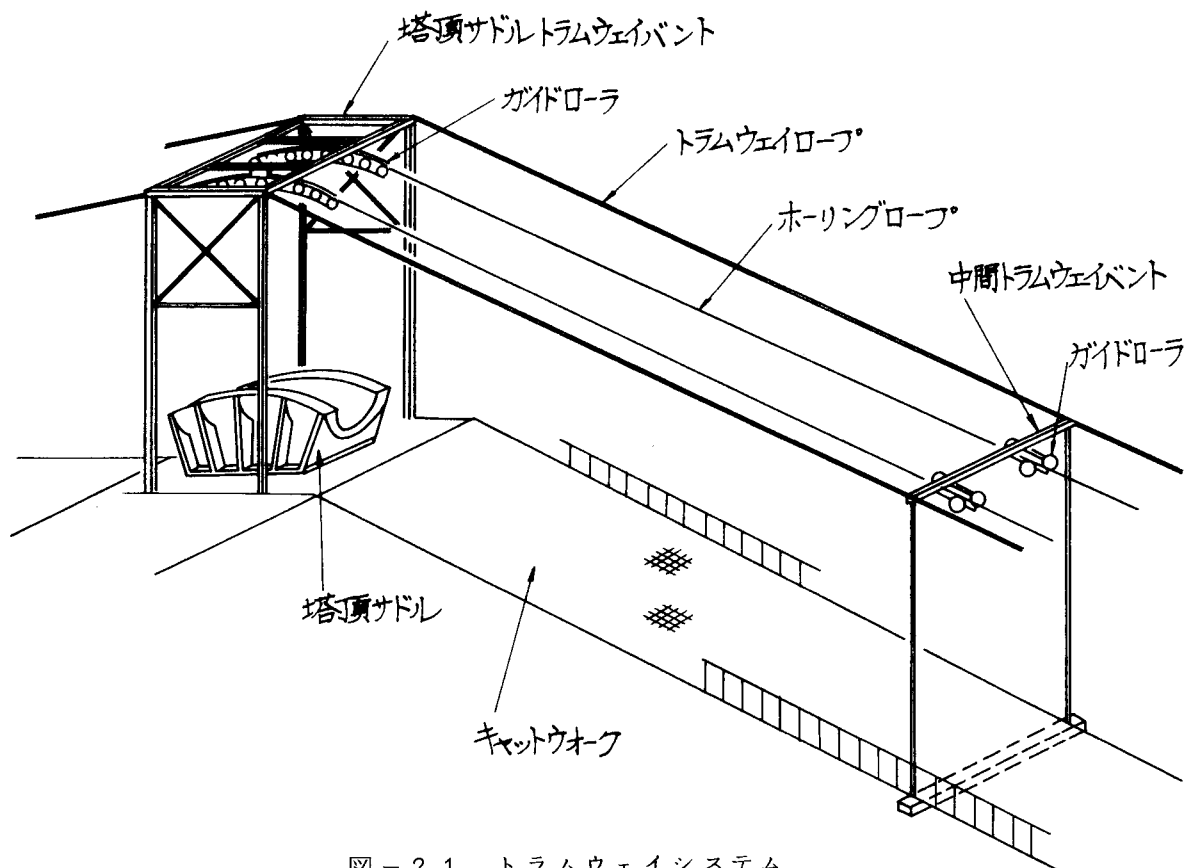


図-2.1 トラムウェイシステム

3) ホーリングシステム

ホーリングシステムは、素線を引出すためのスピニングホイール、それを両橋台間に往復させるためのループ状のホーリングロープ、およびその駆動装置から成る。スピニングホイールの外周には溝がついており、ループ状にした素線をその溝にかけて引出せるようにしてある。通常、この溝は2条ついており、2組の素線を同時に引出す。スピニングホイールは、腕材によってホーリングロープに固定されて、ホーリングロープが駆動されると、それに伴って、スピニングホイールは両橋台間を往復する。ホーリングロープを円滑に駆動させるためには、常に一定の張力を与えておく必要があり、このために、カウンターウェイトによる調整装置が橋台位置に設置される。Verrazano Narrows 橋の場合は、^{2),3)} ダブルケーブルであるため、各ケーブルに1組、すなわち全体で4組のホーリングシステムが設けられた。1ループのホーリングロープには、2条の溝がついたスピニングホイールを2個取付けてあり、両橋台から同時に素線の引出しが行なわれた。Verrazano Narrows 橋のホーリングシステムの系統を図-2.2に示す。

4) リールラックシステム

これは、リールに巻取られた素線を巻戻すためのアンリーラーと、スピニング中の素線に一定の張力を与えるためのカウンターウェイトタワーから成る。アンリーラーには、必要に応じてリールの回転を制御するための制御装置がついており、カウンターウェイトタワーの対重の移動を監視しながら操作する。図-2.3はリールラックシステムの概要を示すものである。

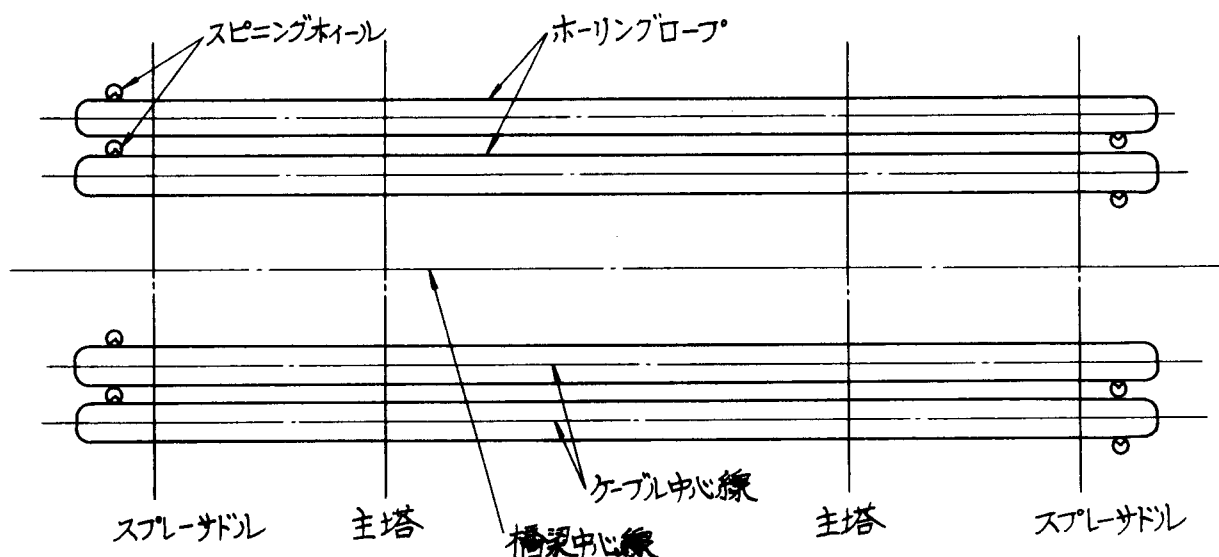


図-2.2 Verrazano Narrows 橋のホーリングシステム

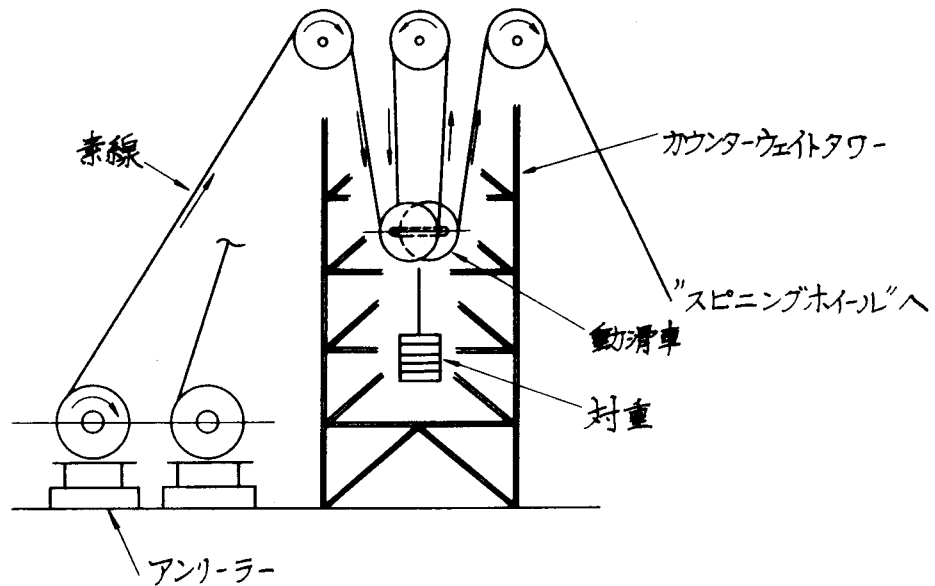


図 - 2.3 リールラックシステム

(2) 架設作業

1) ガイドワイヤの張渡し

スピニング作業に先立って、第1層目のストランドの基準となるガイドワイヤの張渡しを行なう。このガイドワイヤの調整は、図 - 2.4 に示すように、以下の要領で行なう。中央径間については、一方のタワーの、高さが確認された点にトランシットを置き、相手方のタワーに設けた視準点を用いて、1本の視準線を設定する。支間中央にいる測定者がキャットウォーク上からおろしたスタッフを、視準者が読みとることによって、塔頂にいる作業員が、正しいサグとなるようにガイドワイヤを調整する。側径間については、橋台上のトランシットで、相手方の塔に設けた視準点を用いて視準線を設けるが、作業内容は中央径間と同じである。このとき、同時に測定されるタワーの傾きと気温によって、所要のサグを与えるサグチャートが用いられる。このような作業は、気温の経時変化が小さくなる夜半から早朝にかけて行なわれる。

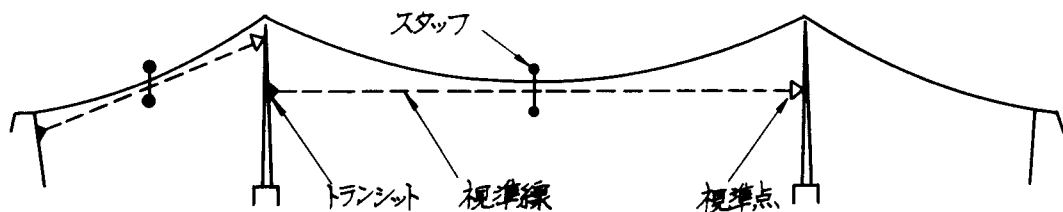


図 - 2.4 サグ測量要領

2) スピニング作業

スピニングの要領を図-2.5に示す。各ストランドのスピニングを始めるに当っては、アンリーラーからカウンターウェイトタワーを通して引出された素線が、ストランドシューを通して、キャットワーク上の一点に固定される。その素線をループ状にしてスピニングホイールにかけた後、ホーリングローブを駆動して、対岸に向って素線を引出す(図-2.5(a))。スピニングホイールの下側にある素線(死素線)は、静止の状態でキャットワーク上におろされ、上側にある素線(活素線)は、スピニングホイールの2倍の速度で引出されることになる(図-2.5(b))。スピニングホイールが対岸の橋台に到着すると、素線のループはスピニングホイールからはずされて、ストランドシューにかけわたされる(図-2.5(c))。ここでは図示していないが、スピニングホイールに

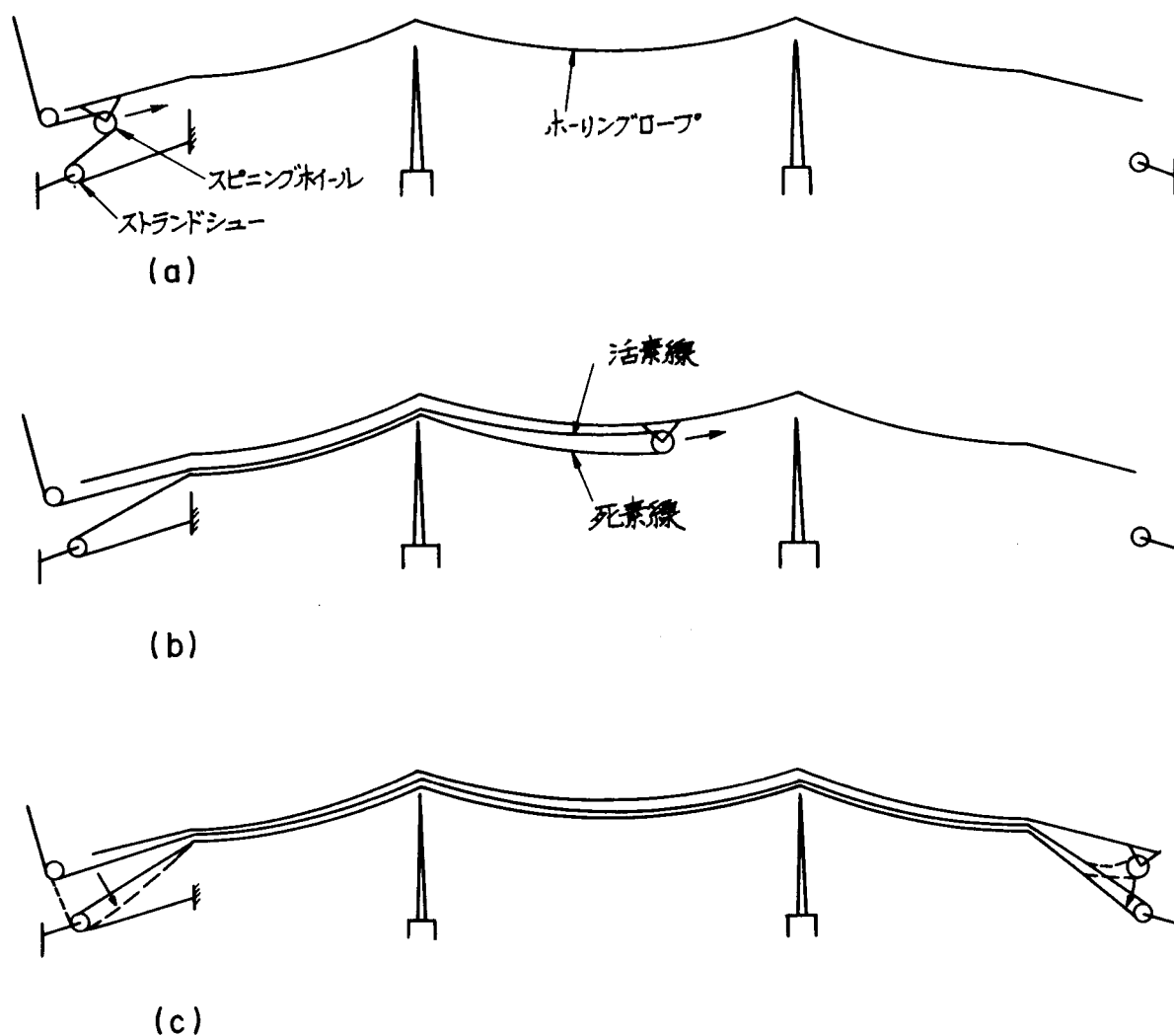


図-2.5 スピニング要領

は2条の溝がつけられているのが一般的であり、この場合には、2組の素線ループ、つまり4本の素線が同時に架線されることになる。さらに、Verrazano Narrows橋の場合のように、両岸から素線を供給して、復路のスピンホイールをも稼働させることによって、架線作業の効率をあげている例もある。

このような架線作業は、第1層目のストランドについては、先に張渡されたガイドワイヤを基準として行なわれる。第1層目のストランドについてのスピニング作業が終了した後、これらのストランドは、後述するような素線調整およびストランド調整を経て、最終的な位置に張渡される。第2層目以降のストランドについては、素線調整の作業性を確保するために、調整ずみのストランドの50～60 cm上側に架線される。

3) 素線調整

素線のサグ調整の作業は、図-2.6に示すように、以下の要領で行なわれる。スピニングホイールがスパン①を通過すると、塔頂の作業員が、小形のウインチを用いて死素線をスパン②の方へ送り込み、支間中央にいる作業員は、死素線が所定のサグになるの

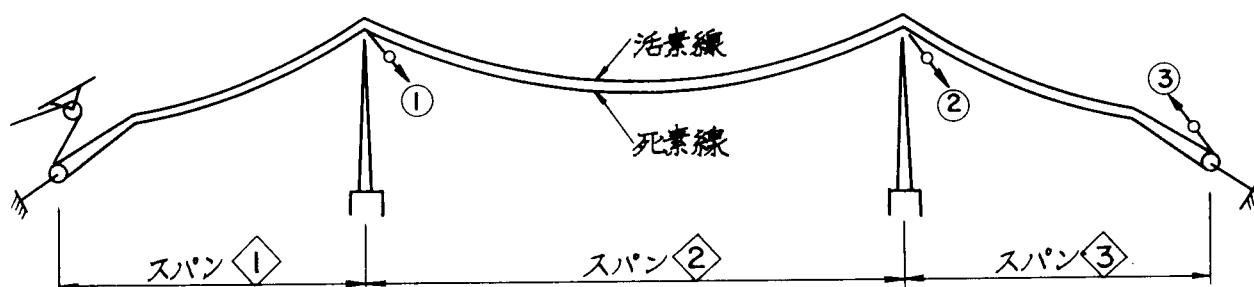


図-2.6 素線のサグ調整

を確認する。スパン②、③についても、同様な作業によって、死素線を前方へ送り込みながらサグ調整を行なう。スピニングホイールが対岸の橋台に到着したら、素線のループをスピニングホイールからはずしてストランドシューにかける。この状態で、スパン③からスパン①に向って、活素線のサグ調整を行なう。

このようにして、1ストランド分の素線が張渡されると、“comb”と呼ばれる作業によって、素線間の拘束を解き、自由な張渡し状態にしてやる。この時の各素線は、架線中のサグ調整がきわめて大まかなものでしかあり得ないために、上下方向に大きくば

らついている。支間中央における素線のばらつきの範囲を、ストランド直径の3倍以内におさえるのが、AS工法における一般的な方法である。この範囲を超えた素線については、サグの大きい素線から余分の長さを切りとり、サグの小さい素線には、その途中で不足分の素線を継ぎ足して、すべての素線のサグを許容範囲に入れるための作業が必要になる。

4) ストランドの形成

上述したように、各素線ごとの調整を経たストランドは、小形の手動ジャッキを用いて円形断面に形成される。これに薄い鉄板の仮バンドをかけてストランドが完成するが、このバンドは、後述するケーブルのスキージングによって切断され、素線の間隙に入り込んでケーブルに埋込まれてしまうものである。

2.3.3 PWS工法によるストランドの架設

(1) 架設用設備

AS工法の場合の架設用設備と、基本的には異なるものではなく、キャットウォーク、トラムウェイシステム、ホーリングシステム、およびリールラックシステムから成る。ただし、架設単位が、AS工法では素線であるのに対して、PWS工法ではストランドであることにより、設備を構成する機器の一部が異なる。それらは以下のとおりである。

1) キャリヤ

AS工法のスピニングホイールに相当するものであり、これにストランドのソケットを取付けて、ストランドを引出すものである。この他に、ストランドの振れを拘束する目的で、ストランドの中間部にも補助的なキャリヤが用いられる。

2) 引出しローラ

キャリヤで引出されるストランドを支持するために、サドル位置およびキャットウォーク上の適当間隔の位置に、引出しローラが設置される。

3) アンリーラー

A S 工法では、引出し中の素線に所要のバックテンションを与えるために、カウンターウェイトタワーが設けられるが、PWS 工法ではこのような方法を用いることはできない。したがって、PWS 工法では、ホーリングロープの運転速度に合わせて、アンリーラーの駆動を制御する方法がとられる。

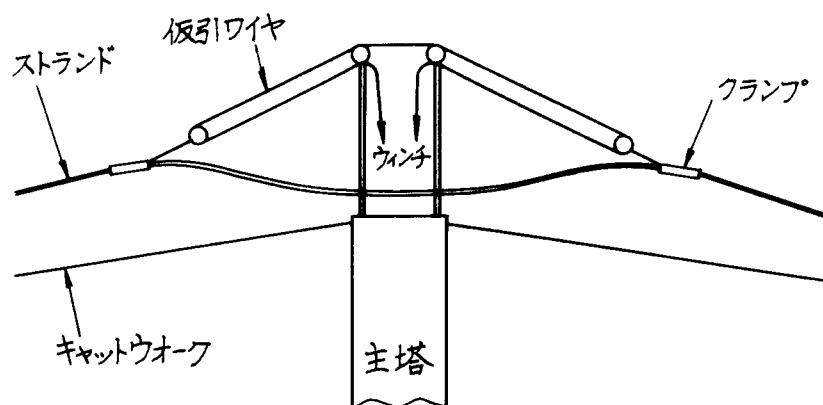
(2) 架 設 作 業

1) ストランドの引出し

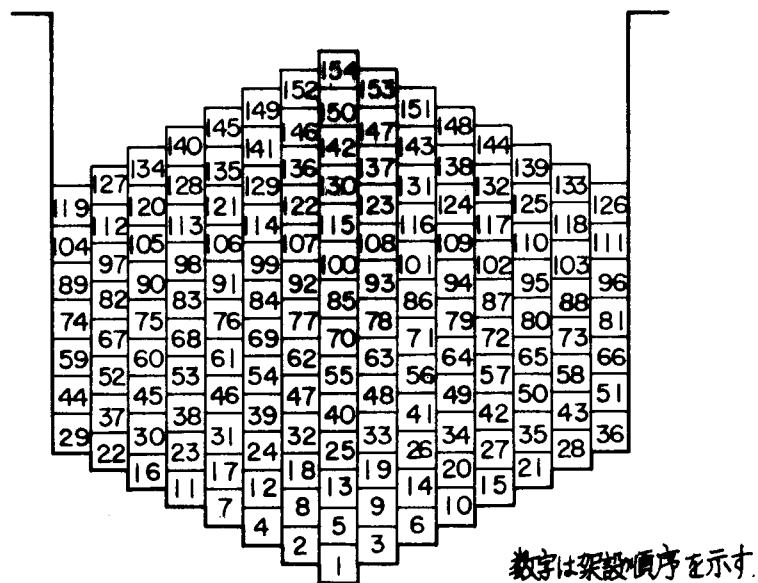
ストランドを巻きつけたリールを橋台上のアンリーラーにセットし、ソケットにアダプターをつけて、それをキャリヤに取付ける。ホーリングロープを運転してストランドを引出し、それをキャットウォーク上の引出しローラで支持しながら、先端ソケットが対岸の橋台に到着した段階で、ホーリングロープの運転を停止する。ついで、ストランドをキャリヤから取りはずして、ホーリングロープを逆運転し、ストランドの引出しを完了する。

2) サドルへの移設

引出しの完了したストランドは、引出しローラ上に置かれた状態になっている。サドル位置にあるトラムウェイベントに設けたストランド移設装置を用いて、ストランドをサドル内の所定位置に移設する。このとき、六角形断面のストランドを、四角形に整形しなおして、サドル内での断面形状に合わせるようにする。図－2.7 および図－2.8 は、それぞれ主塔上でのストランドの移設方法とサドル内でのストランドの配列を、⁴⁾ 関門橋の場合について示したものである。



図－2.7 主塔上でのストランドの移設（関門橋）



図－2.8 ストランドのサドル内配列（関門橋）

3) ストランドの定着

ストランドの引出しが終ると，両端のソケットをアンカー内に引込んで，シムプレートを入れて定着する。

2.3.4 ストランドの調整とケーブルの形成

A S工法であるとPWS工法であるかを問わず，ストランドの架設が終了すると，それを所定の張渡し形状にするためのサグ調整が行なわれる。最初に架設される第1ストランドについては，ガイドワイヤの張渡しの項（図－2.4）で述べたようなサグの測量と調整が行なわれる。関門橋では，第1ストランドのサグ測量を，第1ストランドの架設直後から，ケーブルの完成に至るまでの4回にわたって行なった（表－2.1）。この時，測定される項目は支間中央点のケーブルの標高，塔の倒れ量，ストランドの表面温度であり，さらに，水張りによって両ケーブルの高低差のチェックが行なわれた。

第2ストランド以降については，所定位置よりも上越して架設し，調整ずみのストランドを基準にして，サグ調整が行なわれる。この調整は，A S工法の場合にはストランドシューが取付けてあるアイバーを，またPWS工法の場合にはストランドソケットを，それぞれジ

表-2.1 Ⅱ1 ストランドのサグ測量結果(関門橋)⁴⁾

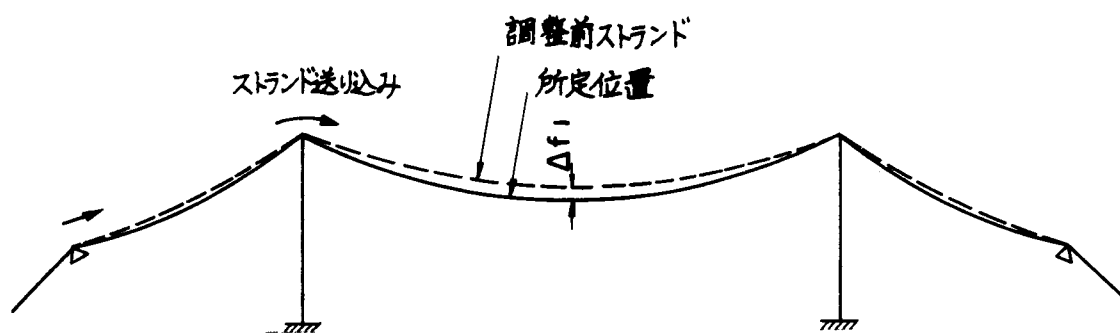
測定項目 測定箇所 測定日時	スパン中央点の標高 (mm)									塔の 倒れ (mm)	部材素 面温度 (℃)
	中央径間			門司側径間			下関側径間				
	東	水張り	西	東	水張り	西	東	水張り	西		
10月6日 (中央径間) 5:00 ~ 6:30 10月7日 (側径間) 20:00 ~ 21:00	82077	欠測	82098	101131	↑13	101116	101118	欠測	101159	(441)	17.2
	(82105)			(101170)			(101170)				
10月28日 3:40 ~ 5:20	82159	63↑	82215	101015	31↑	101066	100994	↑22	100992	(445)	15.0
	(82186)			(101040)			(101040)				
11月11日 3:20 ~ 4:20	82147	40↑	82172	100997	27↑	101035	100980	↑43	100973	(446)	14.6
	(82197)			(101041)			(101041)				
12月1日 1:00 ~ 2:00	82257	25↑	82308	100996	33↑	101013	100985	↑56	101028	(454)	10.0
	(82328)			(101052)			(101052)				

注) ()内は理論値を示す。

「水張り」欄の↑は東あるいは西ケーブルが高いことを示す。

ジャッキで前後させ、シム厚を調整することによって行なわれる。この調整要領を、関門橋を例にとって示すと、図-2.9のようになる。まず、ストランドを下関側の塔頂で固定し、門司側アンカーからストランドを送り出すことによって、中央径間でのサグが所要の値になるように調整する。中央径間の調整が完了すると、門司側の主塔上でもストランドを固定し、ついで、両側径間でのサグを調整するために、両岸のアンカーからストランドを送り出して、中央径間と同様な調整を行なったのち、スプレースドル上でストランドを固定する。このときのストランドの所要送出し量は、ストランドのサグ比によって一義的に決定され、単位送出し量に対するサグの変化量は、関門橋の場合には、中央径間で2.25、側径間で8.83であり、Verrazano Narrows 橋の場合には、中央径間で2.17、側径間で5.59であった。

このようにして、すべてのストランドの張渡しが完了すると、ケーブルは円形断面にスクイズされ、ケーブル架設完了状態でのサグ測量が行なわれる。この測量結果に基づいて、正しい路面形状が得られるように吊材長を精算するのが一般的な方法である。ケーブルの出来形を検測するためのサグ測量は、前述した基準ストランドのサグ測量と同様な方法で行なわれる。ただし、この測定結果に対する温度補正は、ケーブルの表面温度を接触型温度計を用いて測定することにより行なわれているのが現状である。



(a) 中央径間の調整



(b) 側径間の調整

図-2.9 ストランドの調整要領(関門橋)

第 4 節 補 剛 ト ラ ス の 架 設

2. 4. 1 無補剛工法と逐次剛結工法

(1) 補剛トラス架設法の実績

長大吊橋の補剛桁の構造形式は、アメリカを中心に発達してきたトラス形式と、イギリスでその空力弾性学的な研究の結果、Severn橋で初めて実現された偏平箱桁構造の2種類に大別されることは、2.2.4で述べたとおりである。しかしながら、これを現場での架設工法という立場からながめた場合には、トラス形式であろうと、偏平箱桁形式であろうと、また中小吊橋の一部に用いられるプレートガーター形式であろうと、架設の作業や設備のディテールはともかくとして、その本質には変りがない。そこで、ここでは補剛トラスに注目して、今日までにとられてきた架設工法の実績をながめてみたい。

表-2.2は、内外における長大吊橋補剛トラスの代表的な架設実績をとりまとめたものである。これを架設単位となる補剛トラスの部材構成からながめてみると、

{ 単材架設
面材架設
ブロック架設

となる。これは主として、架設地点への部材搬入に対する地形的、社会的制約条件、地域社会に対する経済効果と投下すべき工費とのバランスに対する経済比較などによって選択される。

表 - 2.2 補剛トラス架設方法の実績

橋 名	建設年	主径間長 (m)	架 設 工 法	架 設 順 序
San Francisco -Oakland Bay 橋	1936	704	台船で搬入されたブロック (125 ~ 230 t) をリフティングストラットで吊上げ架設	主径間は中央から両側へ、側径間はアンカーから塔へ張出し架設
Golden Gate 橋	1937	1280	吊上げジブクレーンと運搬台車で部材を供給し、移動クレーンを使用した面材架設	塔から両側へ張出し架設 トラス上弦材上フランジのみ仮連結
Mackinack Strait 橋	1957	1158	台船で搬入されたブロックをリフティングストラットで吊上げ架設	塔から両側へ張出し架設
Walt Whitman 橋	1957	610	移動クレーンによる面材架設	塔から両側へ張出し架設 トラス上弦材上フランジのみ仮連結
若戸大橋	1962	367	主径間はケーブルクレーン、側径間は移動クレーンによる面材架設	主径間中央部に一部先行架設したのち、塔から両側へ張出し架設
Forth Road 橋	1963	1006	吊上げジブクレーンと運搬台車で部材を供給し、移動クレーンを使用して架設	塔から両側へ張出し架設 トラス上弦材上フランジのみ仮連結
Verrazano Narrows 橋	1964	1298	台船で搬入されたブロック (180 ~ 394 t) をリフティングストラットで吊上げ架設	主径間は中央から塔へ、側径間はアンカーから塔へ張出し架設
Salazar 橋	1966	1013	台船で搬入されたブロック (257 ~ 328 t) をリフティングストラットで吊上げ架設	塔から両側へ張出し架設
関 門 橋	1973	712	吊上げジブクレーンと運搬台車で部材を供給し、移動クレーンによる面材架設	塔から両側へ張出し架設、主径間に架設用ヒンジ2個を用いた逐次剛結法
平戸大橋	1977	465	台船で運搬されたブロック (94 ~ 209 t) をリフティングストラットで吊上げ架設	塔から中央へ張出し架設、主径間に架設用ヒンジ2個を用いた逐次剛結法

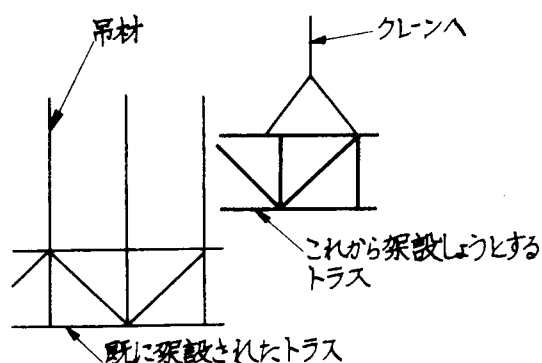
ところで、従来一般的に行なわれてきた補剛トラスの架設法は、架設単位の大小にかかわらず、補剛トラス架設途中のケーブルの変形に追従すべく、それに部分的な添接を施すのみで架設を進め、時期をみはからって本添接を行なうという、いわゆる無補剛架設工法によっていた(図-2.10)。すな

わち、これから架設しようとする部材をクレーンで吊下げた状態で吊材に取付ける。このとき、ケーブルの変形の大きさゆえに、既設の補剛トラスと新設の補剛トラスの間に、十分な添接を施すことはできない。一般に、架設途中の補剛トラスは、ケーブルの変形に伴って下に凸の形状を示すから、この状態では、上弦材の上フランジにのみ、仮添接が可能である。したがって、架設途中の補剛トラスは、十分な閉断面が構成されないために、耐風性に不安が残る、

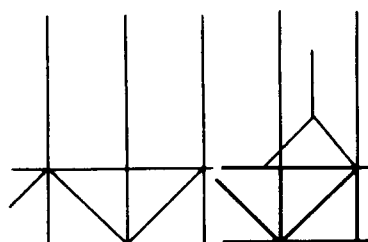
Forth Road 橋でも見られたよう⁵⁾に、風による振動のために隣接パネルが衝突して、部材を損傷するなどの危険性もある。また、架設が進むにつれて、補剛トラスは架設当初と逆の変形状態を呈し、不可能であった現場添接が可能となるが、この状態は瞬時のうちに過ぎ去るため、作業上から言っておおまかな精度の添接状態で妥協せざるを得ない。すな

わち、部材製作時の添接状態を現場で再現することができないために、

第1段階

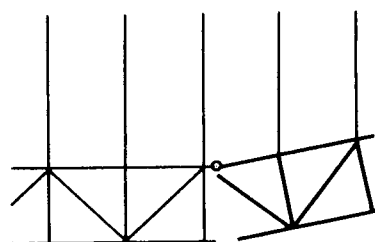


第2段階



クレーンで吊下げた状態で吊材へ取付ける。

第3段階



クレーンを撤去し、添接可能な部分(架設当初は上弦材の上フランジのみ)を仮添接する。

図-2.10 補剛トラスの無補剛架設工法

添接孔のずれによって部材長が変化し、架設精度を悪化させることにつながる。

これらの欠点を解消するために、筆者とそのグループは関門橋補剛トラスの架設計画にあたって、逐次剛結工法を提案した。^{6)～9)}

(2) 逐次剛結工法の特徴

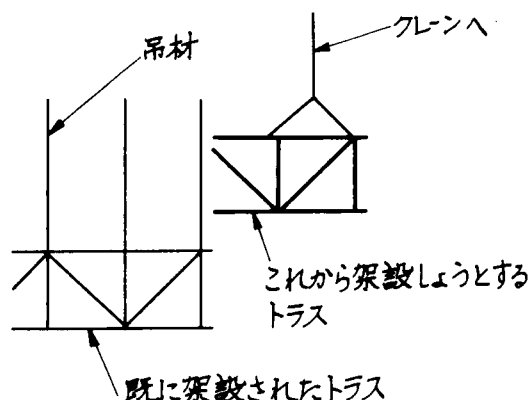
逐次剛結工法は、図－2.11にその基本工程を示すように、補剛トラス、横構などの架設単位となる部材を、既設部材に本添接を行なったのち、吊材を引込んで補剛トラスに定着しようとする工法である。したがって、この工法には以下に示すような利害得失が伴う。

a) 架設途中の補剛トラスは、その全部材に本添接が施されていて、閉断面を構成しているため、無補剛架設に比べてねじり剛性が大きくなり、架設途中の耐風性能が向上する。

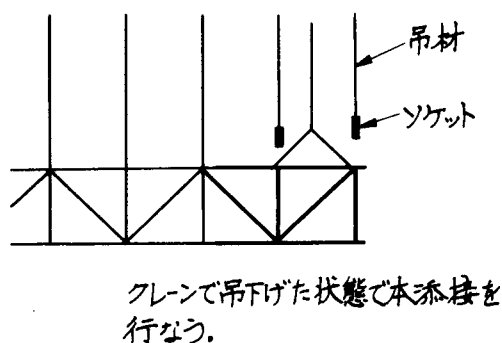
b) 無補剛架設の場合には、(i)項で述べたように、ケーブルの形状によって拘束された状態で添接を行なうため、添接孔ずれによる部材長の誤差が発生しやすい。一方、逐次剛結工法の場合には、自由度の高い状態で部材の添接が行なわれるので、このような添接誤差が発生しにくく、部材の製作精度を現場施工に十分反映させることが可能である。

c) 無補剛架設の場合には、本添接が可能となるのが閉合直前の一時

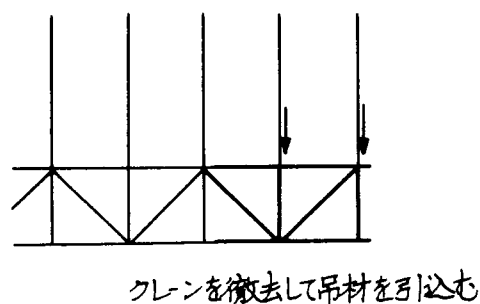
第1段階



第2段階



第3段階



図－2.11 補剛トラスの逐次剛結架設法

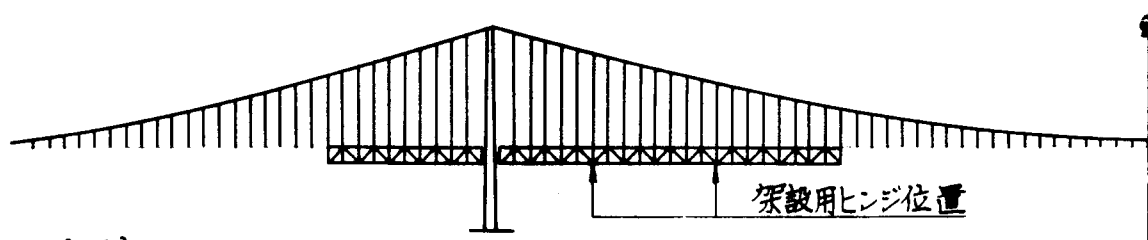
期に限定されるため、多くの労働力を一時に投入しなければならず、また、施工管理が広範囲にわたる。これに対して逐次剛結工法では、常に架設先端での集中管理が可能である。

- d) 部材を剛に連結するため、ケーブルの変形に伴って、補剛トラスには一時的な架設応力が発生し、それが架設時許容応力を超過するのが一般的であるため、その対策が必要である。
- e) 同上の理由によって、架設先端の吊材に大きな張力が発生するので、吊材を補剛トラスに引込むための装置が必要となる。

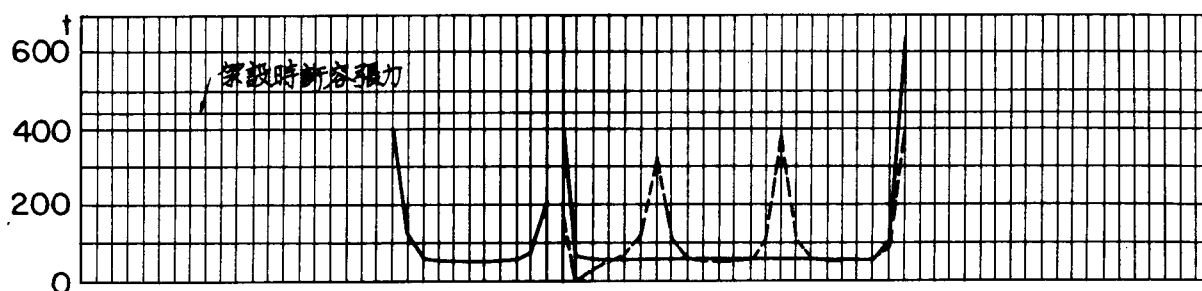
2. 4. 2 逐次剛結工法の架設時静的挙動

(1) 過応力部材の発生とヒンジ付逐次剛結工法

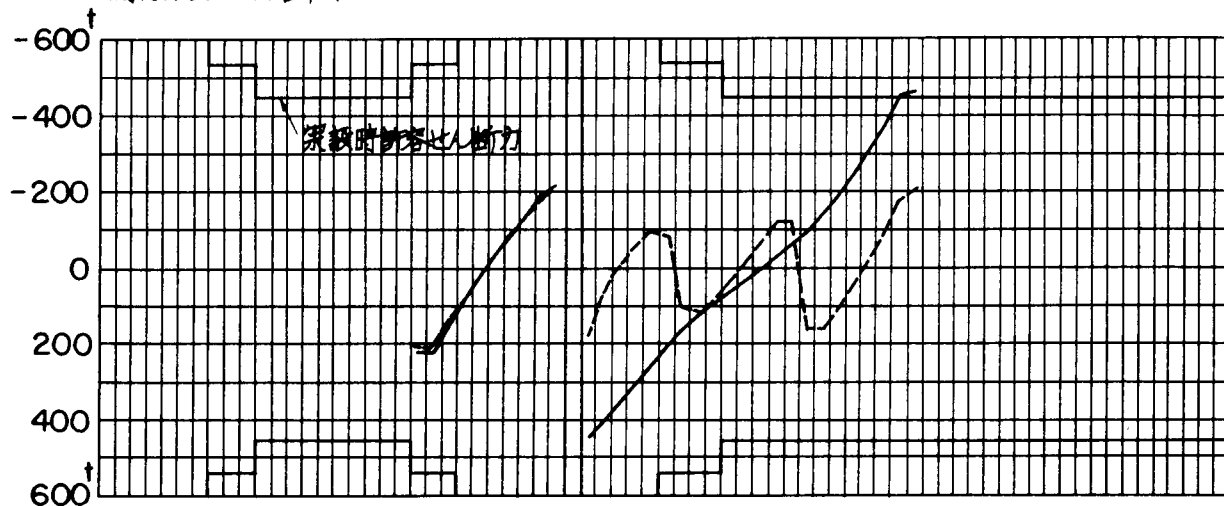
逐次剛結工法には前述したような利点があり、なかでも、台風の常襲地帯であるわが国の厳しい自然条件のなかで、高精度で耐風安定性にすぐれた補剛トラスの架設を可能にするという点に、本工法の大きな特長がある。一方、逐次剛結工法では、架設途中の補剛トラスあるいは吊材の一部に過応力部材の発生する危険性があるので、その対策に留意する必要がある。補剛トラスの途中に一時的な架設用ヒンジを挿入して架設時応力の低減をはかり、補剛トラス完成後にそれを閉合するのは、この対策の一つとして有効である。図-2.12は大鳴門橋の基本設計諸元¹⁰⁾を用いて、架設用ヒンジの有無による部材力の比較を、代表的な架設段階について示したものである。ここでは、塔からの張出架設を想定し、中央径間に一部先行架設したのち、両径間を並行架設する場合について考えている。図示した架設段階は、架設時部材力が最大となる中央径間 $l/4$ 点付近まで架設された状態に対応する。この計算モデルでは、無ヒンジの場合に、架設先端の1～2パネルで、吊材張力および補剛トラスのせん断力が、架設時許容値（常時の25%増）を超過している。補剛トラスの曲げモーメントには、このような現象は見られないが、構造モデルによっては同様な過応力状態が見られる場合もある。一方、この計算モデルの場合には、中央径間に4個の架設用ヒンジを設けることによって、すべての部材力は架設時許容値以内におさまっていることがわかる。



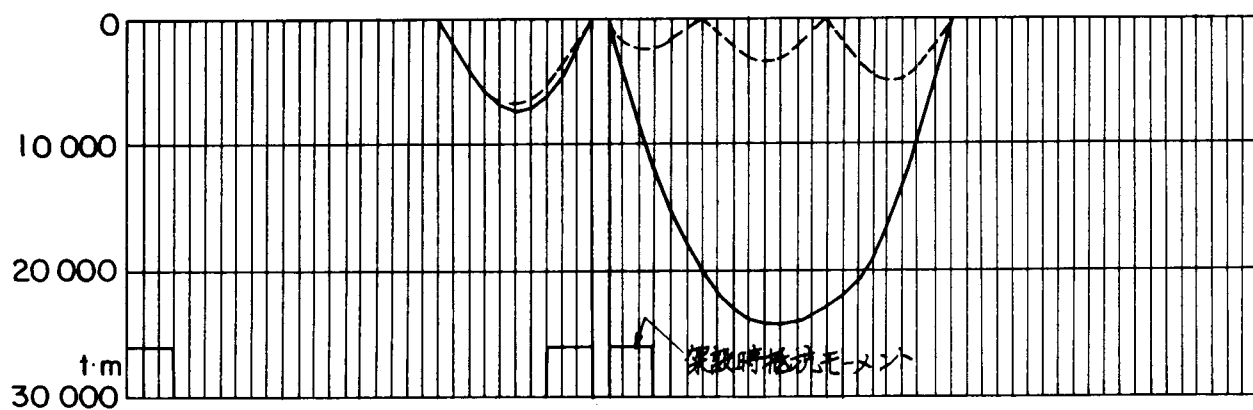
吊材張力



補剛トラスせん断力



補剛トラス曲げモーメント



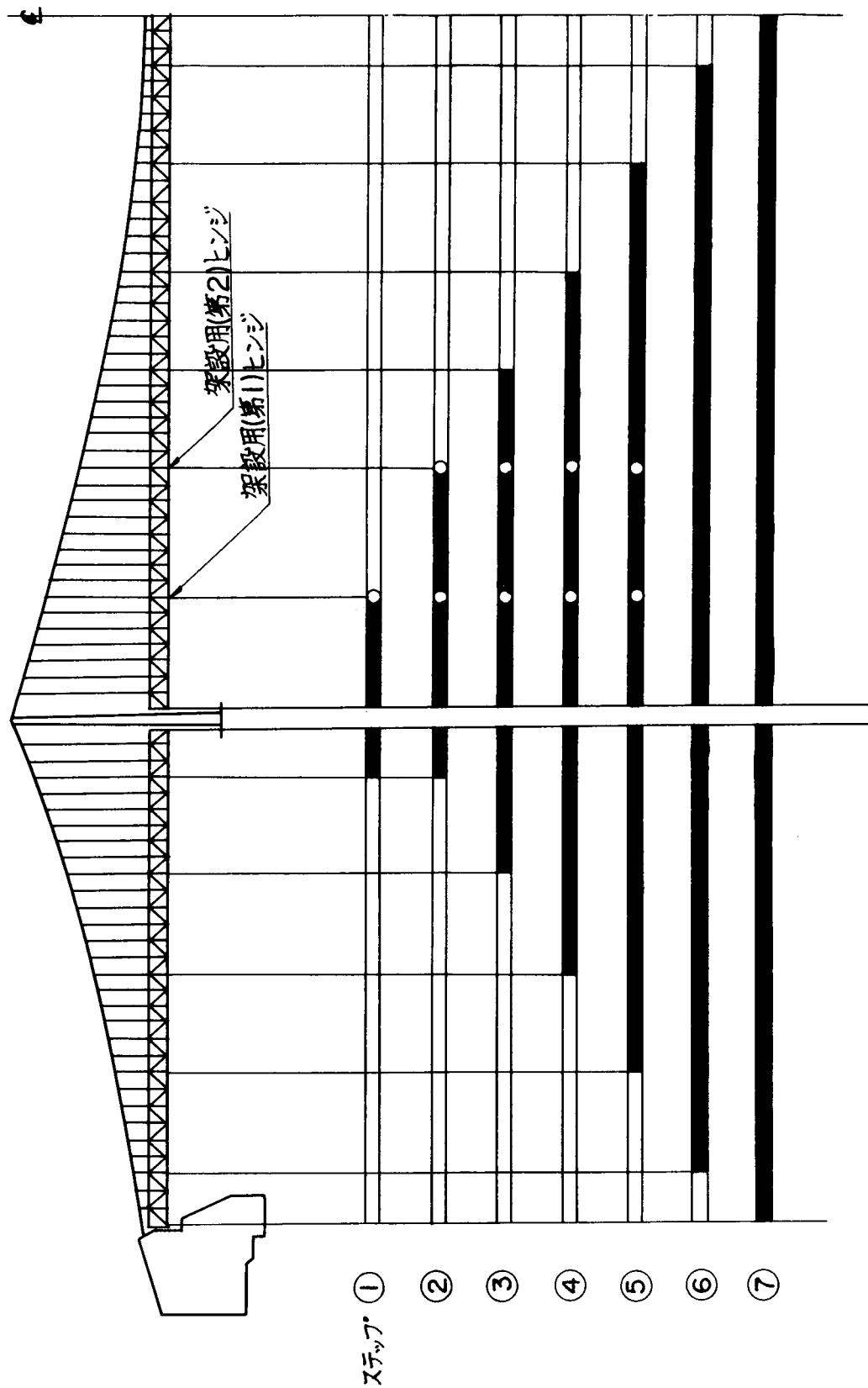
—— 架設用ヒンジ無
----- 架設用ヒンジ有

図-2.12 架設用ヒンジの有無による部材力の比較

補剛トラスに適当数のヒンジを設ける場合、その数を多くとればそれだけ架設時部材力の減少につながるが、結局は従来の無補剛工法に通じてしまう。したがって、ヒンジ数をどのように選択するかが問題となる。これには、吊橋の規模や設計条件によって、過応力部材の発生傾向が異なることから明らかなように、場合に応じて施工性を考えながら総合的な判断を下すことが必要になる。すなわち、部材断面をまったく補強する必要がない程度にヒンジを入れる方法と、すべて部材断面の増加で過応力を補う方法の両極端に対して、ある程度の補強を許してヒンジ数を減少させるという方法に妥当な施工法が見出される可能性もある。第1の方法によれば、部材の設計断面を変更することなく補剛トラスを架設できる反面、施工性あるいは補剛トラス架設途中の耐風性能の面で問題が残る。また、第2の方法によれば、これらの欠点が解消される代りに、部材断面の補強に伴って、ある程度の鋼重増加が見込まれるという欠点がある。

架設用ヒンジを用いる場合には、その点での補剛トラスの折れ角が比較的大きいことから考えて、ヒンジとしての機能を十分発揮できるような構造としなければならないことはもちろんであるが、それとともに、施工の繁雑さを避けるような構造が強く要求される。なぜならば、いわゆるジャッキングを必要とせずにヒンジ点を閉合できる時期は、一般に補剛トラス架設の後半にいたって一時に現われるため、少ない作業員で簡単に処理できるということが、施工の合理化と施工精度の向上に対する一つの大きな要素となるからであり、この点から考えれば、ヒンジ点の個数はなるべく少ない方が有利である。

架設用ヒンジを用いる逐次剛結工法について、図－2.12と同じ構造モデルを用いて数値計算を行なった。図－2.13は計算の対象とした架設ステップを示すものであり、中央径間に12パネルの先行架設をしたのち、両径間の張出し架設を行なうものとしている。中央径間には、塔から7パネル目と15パネル目に架設用ヒンジを設けている。計算結果を図－2.14～2.17に示す。吊材張力は、架設先端のみならずヒンジ点でも集中的に大きくなっており、これが架設用ヒンジを用いた逐次剛結工法の1つの特徴である。吊材張力が、ケーブル格点におけるケーブル張力の鉛直分力に相当することから、この現象は、ヒンジ点に対応するケーブル格点で、ケーブルに折れ角が発生していることを意味する。これを、ヒンジ点における補剛トラス下弦材の開き量で見たものが図－2.17である。この開き量は、架設当初で大きく、架設の進行とともに減少して、ステップ⑤と⑥の間で閉合している。この様子は、図－2.16に示す曲げモーメントの発生状態からもうかがえる。



図－2.13 架設ステップ（ヒンジ付逐次剛結法）

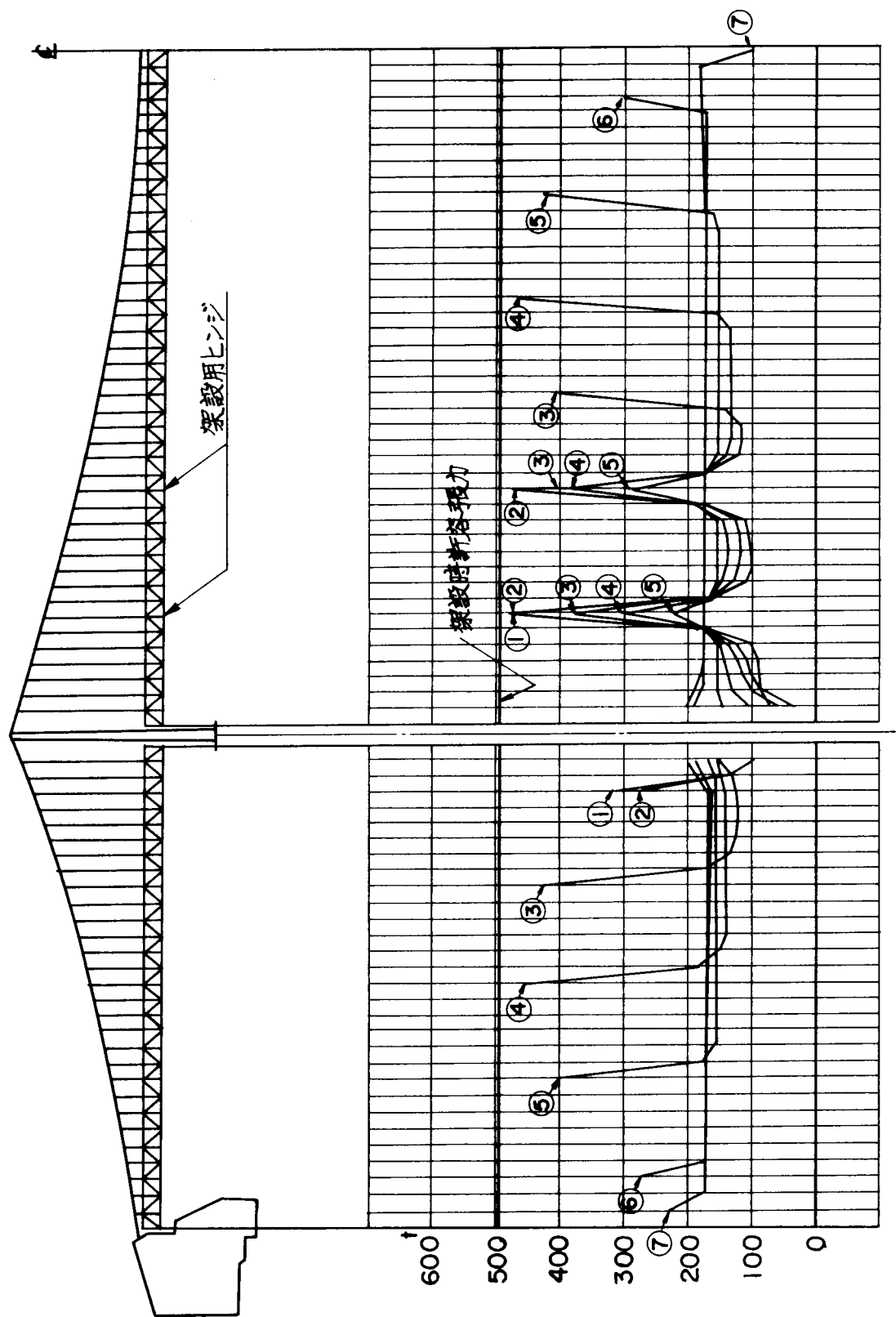


図-2.14 吊材張力(ヒンジ付逐次剛結法)

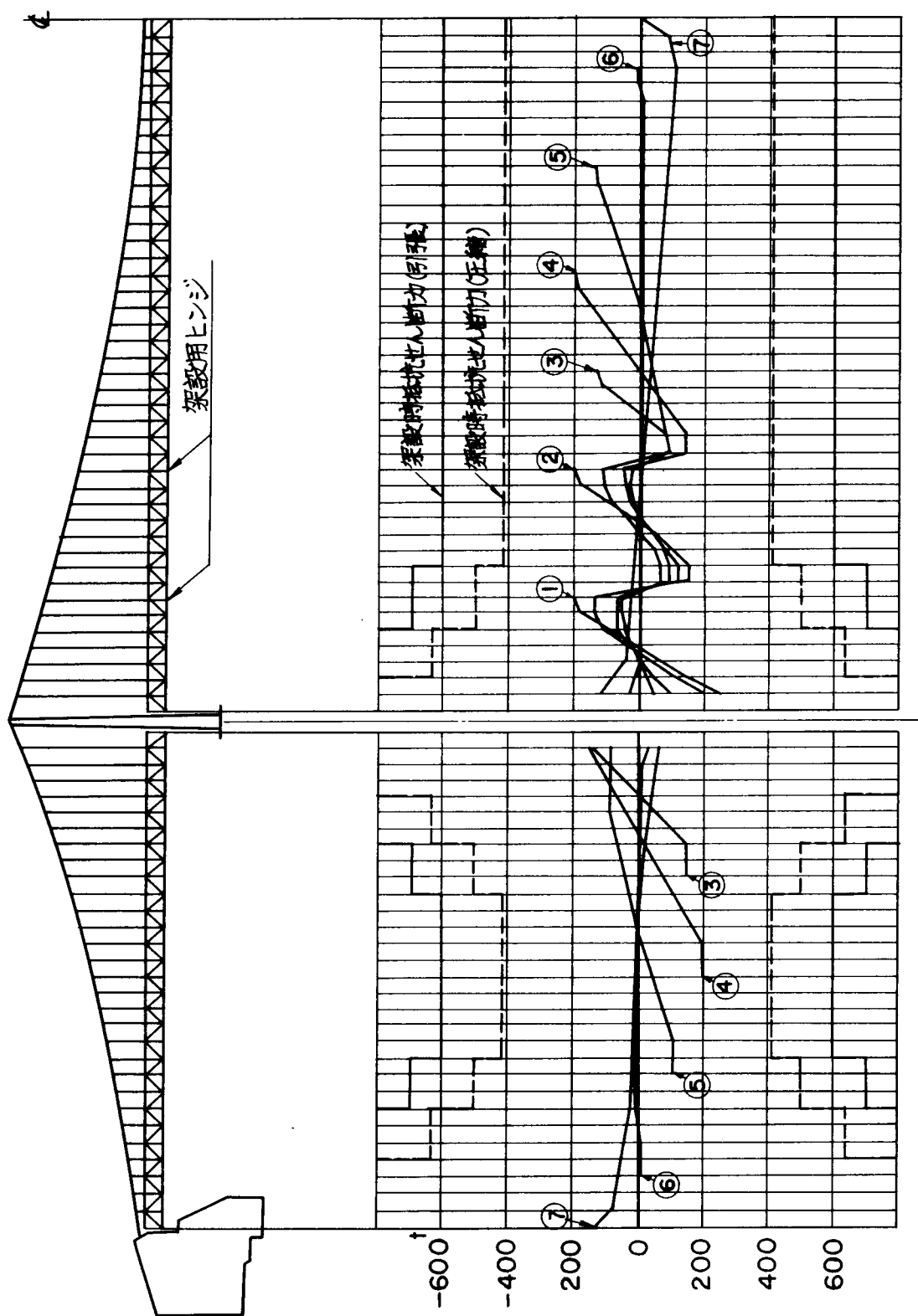
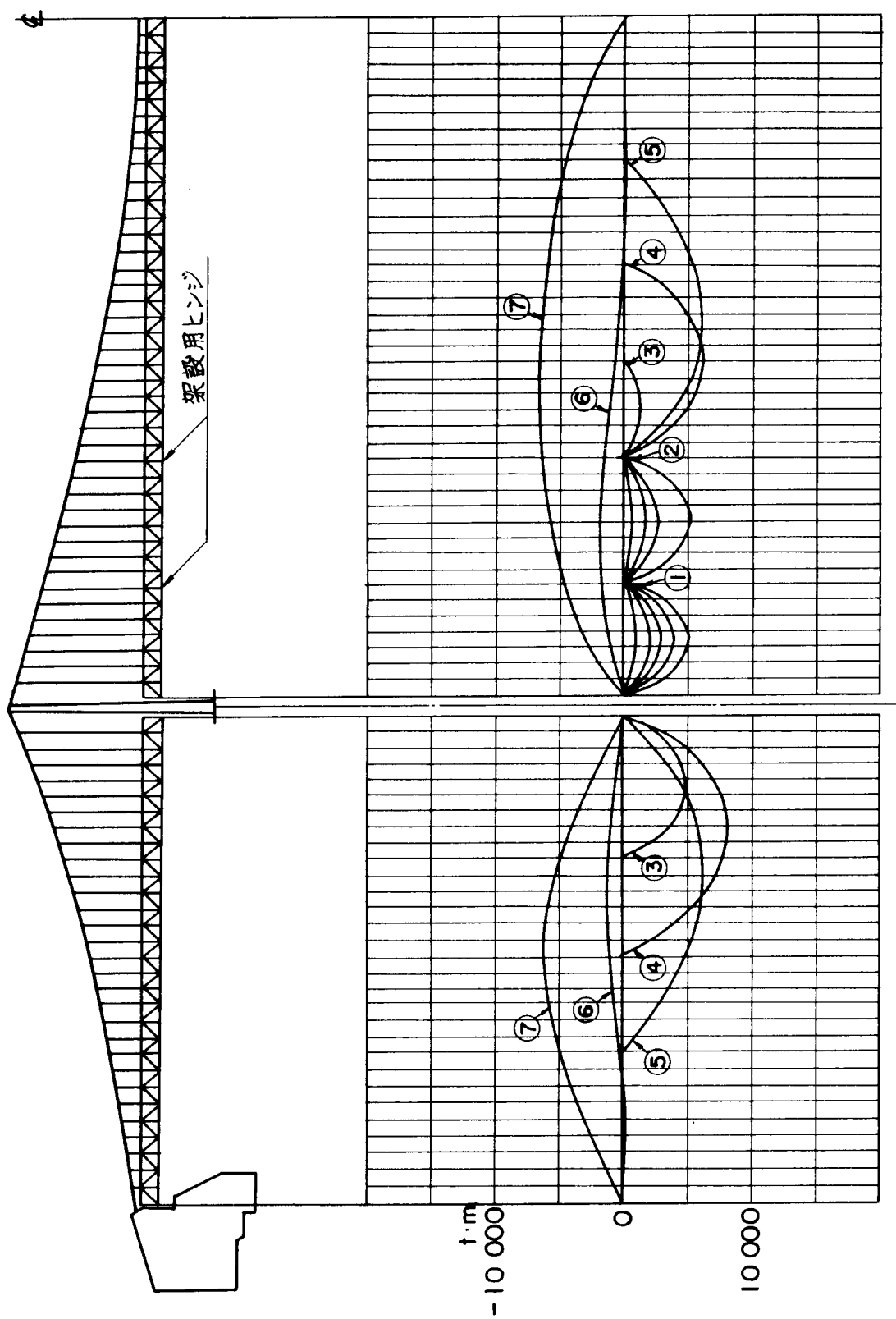


図-2.1.5 補剛トラスせん断力（ヒンジ付逐次剛結法）



図ー2.16 補剛トラス曲げモーメント（ヒンジ付逐次剛結法）

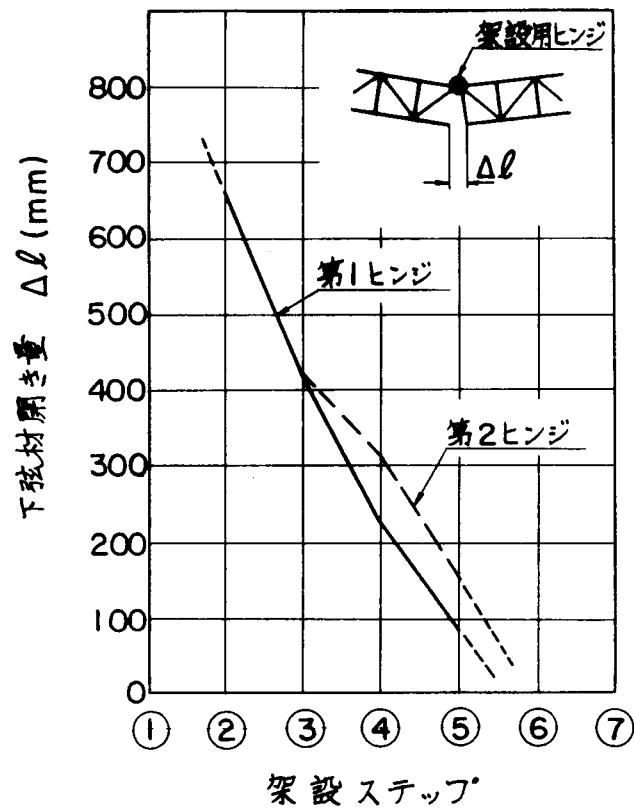


図-2.17 ヒンジ点での下弦材開き量

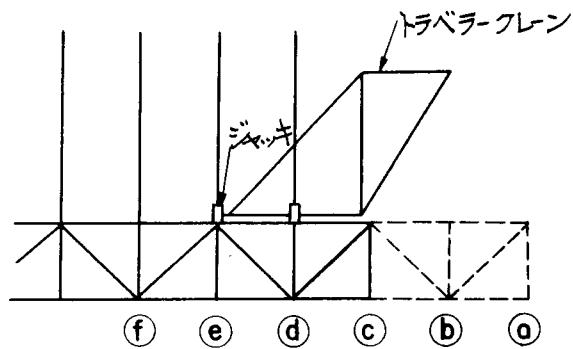
(2) 吊材調整による逐次剛結工法

逐次剛結工法に伴って発生する過応力部材に対処するための方法の一つとして、補剛トラスに架設用ヒンジを挿入する場合の、架設途中の吊橋の静力学的挙動については、前項で述べたとおりである。しかしながら、このような方法によれば、以下のような不都合な点が発生する。

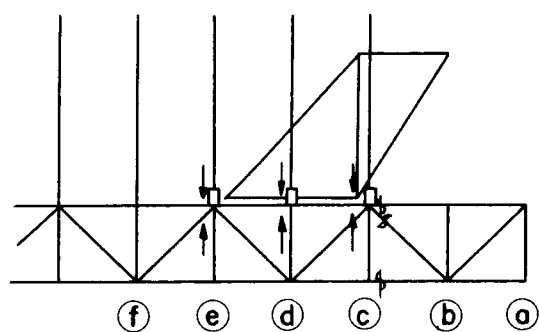
- a) ヒンジ部で補剛トラスに角折れが生じるので、補剛トラス上の部材搬送ならびにトラベラークレーンの移動に不便である。
- b) 路面が鋼床版構造の場合には、同上の理由により、ヒンジ点での鋼床版の取付が困難である。
- c) ヒンジ部が耐風性の面で弱点となりやすいので、特別な耐風養生が必要になる。
- d) ヒンジ部に余分の鋼材が必要になるとともに、ヒンジ閉合後の後処理が必要になる。

ところで、無ヒンジ状態で逐次剛結法を採用したときに見られる過応力部材の発生範囲は、補剛トラス架設先端部分の 1, 2 パネルに限定されるのが普通である。したがって、架設先端の吊材 1 本に集中する張力を 2 本以上の吊材に分散することができれば、過応力部材の発生を防ぐことができ、無ヒンジ状態での逐次剛結法の採用が十分に考えられる。そこで、関門橋で行なったような、架設先端の吊材 1 本を集中的に引込む方法(図-2.11)の代りに、先端部分にある複数本の吊材の引込量を調整しながら架設を進めることを考えてみる。図-2.18 にその架設サイクルの概要を示す。まず、① 先端に補剛トラス 2 パネルをキャンチレバー架設する。このとき、既設トラスの先端に位置する吊材にはジャッキが仕込まれており、あたかも吊材長が大きくなったような状態に調整して、補剛トラスに仮固定されている。この調整量を適当に選ぶことにより、複数本の吊材を等張力とすることができる。図の例では、吊材④、⑤を調整仮固定することにより、吊材④、⑤、⑥の 3 本を等張力にすることができる。すなわち、吊材の長さを調整することなく固定した場合に先端吊材に集中する張力を、3 本の吊材に分散させたことになる。また図では、既設トラスの最先端③には吊材が取付けられておらず、新たに 2 パネルの補剛トラス①～③を取付けた後には 3 パネルのキャンチレバー状態となっている。これは補剛トラスの曲げ抵抗ならびにせん断抵抗と、キャンチレバーによる発生モーメントならびに発生せん断力との見合いによるが、こうすることによって、格点③の吊材調整引込みと高力ボルトの本締めを並行作業とすることができる。②はこの状態を示すものであり、吊材③、④を調整しながら吊材⑤を定着する。高力ボルトの本締め後、③ 吊材②、③を調整しながら吊材④を定着し、④ 架設機材を前進させて 1 サイクルの作業を終ることになる。

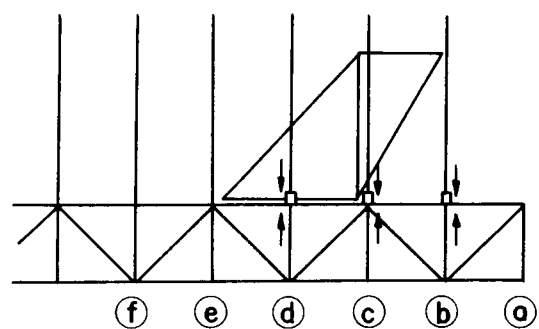
前項と同じ構造モデルを用いて、代表的な架設段階について数値計算を行なった結果を以下に示す。想定した架設機材の重量と配置を図-2.19 に示す。これらのうち、ケーブルに取付けられるキャットウォーク、クロスブリッジはその取付位置が不動であるが、吊構造部に設置されるものは、補剛トラスの架設の進行にともなって前進させた。補剛トラスの架設は、2 パネルを 1 ブロックとする面材単位で行なうものとした。1 サイクルの各作業段階について、補剛トラス先端に位置する複数本の吊材が等張力となるように、吊材長を調整した場合を想定して予備計算を行なったところ、図-2.18 の①の状態、すなわち、3 パネルのキャンチレバー状態で最大張力の発生が見られた。したがって、各架設ステップごとの計算では、この状態(図-2.20)に注目することにした。架設ステップを



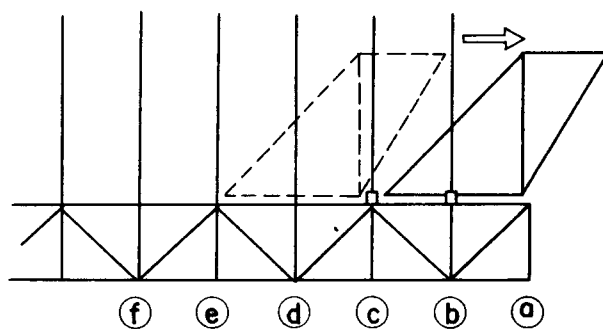
① 2パネル (a) ~ (c) を架設する。



② HTBの本締めと同時に、吊材 (c) (d) を調整しながら、吊材 (e) を定着する。



③ 吊材 (b) (c) を調整しながら吊材 (d) を定着する。



④ 架設機材を前進させる。

図 - 2.18 補剛トラスの架設サイクル (吊材調整逐次剛結法)

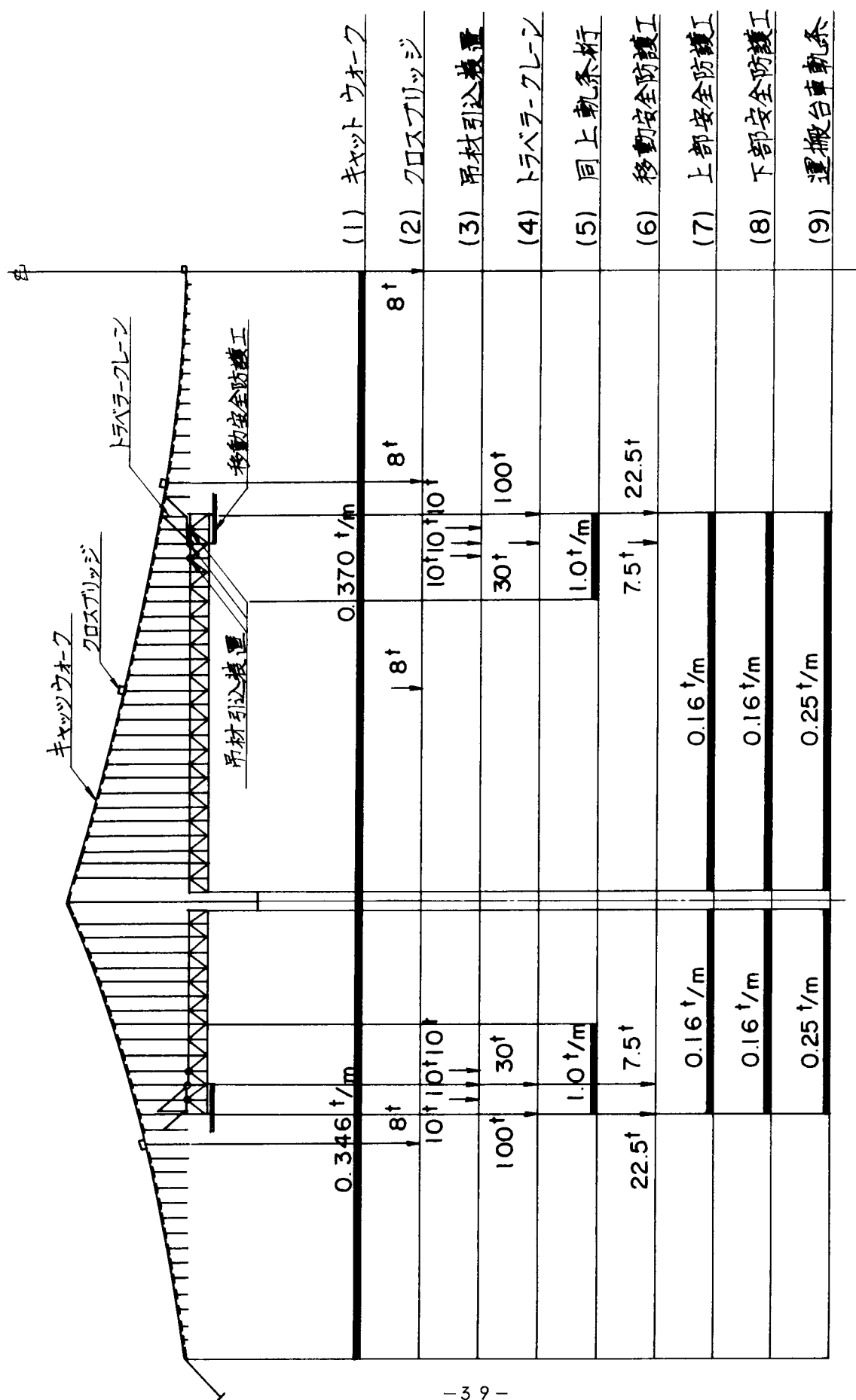
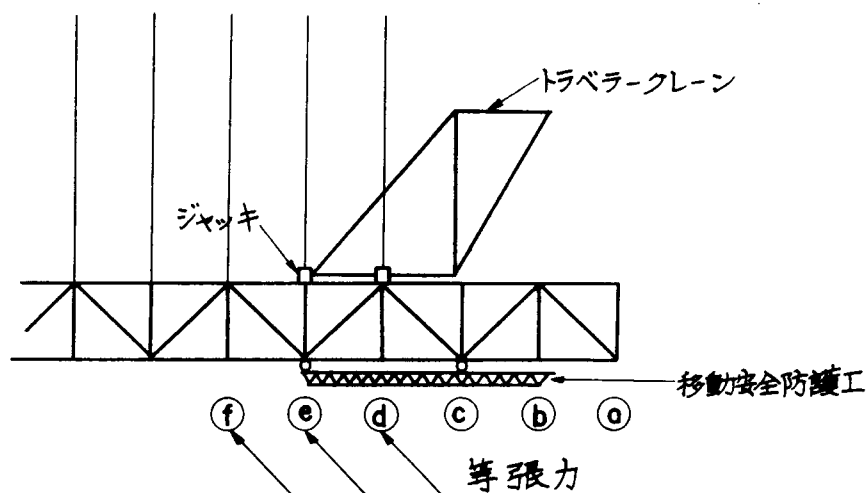


図 - 2.1.9 架設機材の配置

図－2.21に示す。ここで，側径間の第1吊材が取りはずされた状態になっているのは，橋上への部材取上げを考慮したものである。



図－2.20 計算の対象とした作業段階

各架設段階ごとの数値計算結果を図－2.22～25に示す。図－2.22は架設先端部分の吊材長調整量を示す。例えば，ステップ④の中央径間に注目すれば，先端吊材（図－2.20より吊材①）では，図－2.22より，長さの調整量は1020mmであり，その1本手前の吊材については365mmとなる。すなわち，この2つの格点の吊材を，正規の長さよりそれぞれ1020mmならびに365mmだけ長くした状態で補剛トラスに仮固定すれば，これらの吊材を含む3本の吊材の張力を等しくすることができる。また，吊材の調整量は架設の進行とともに減少していくことがわかる。

図－2.23は吊材張力の分布を示す。図中の架設時許容張力は，常時許容張力に対して25%の割増を考慮した値である。補剛トラス先端部分の2～3本の吊材が等張力となり，すべての架設段階で許容張力以下におさまっていることがわかる。例えば，図－2.22で見たステップ④については，先端3本の吊材張力がおよそ390tに均等化されている。補剛トラスのせん断力（図－2.24），曲げモーメント（図－2.25）についても，過応力の発生は見受けられない。

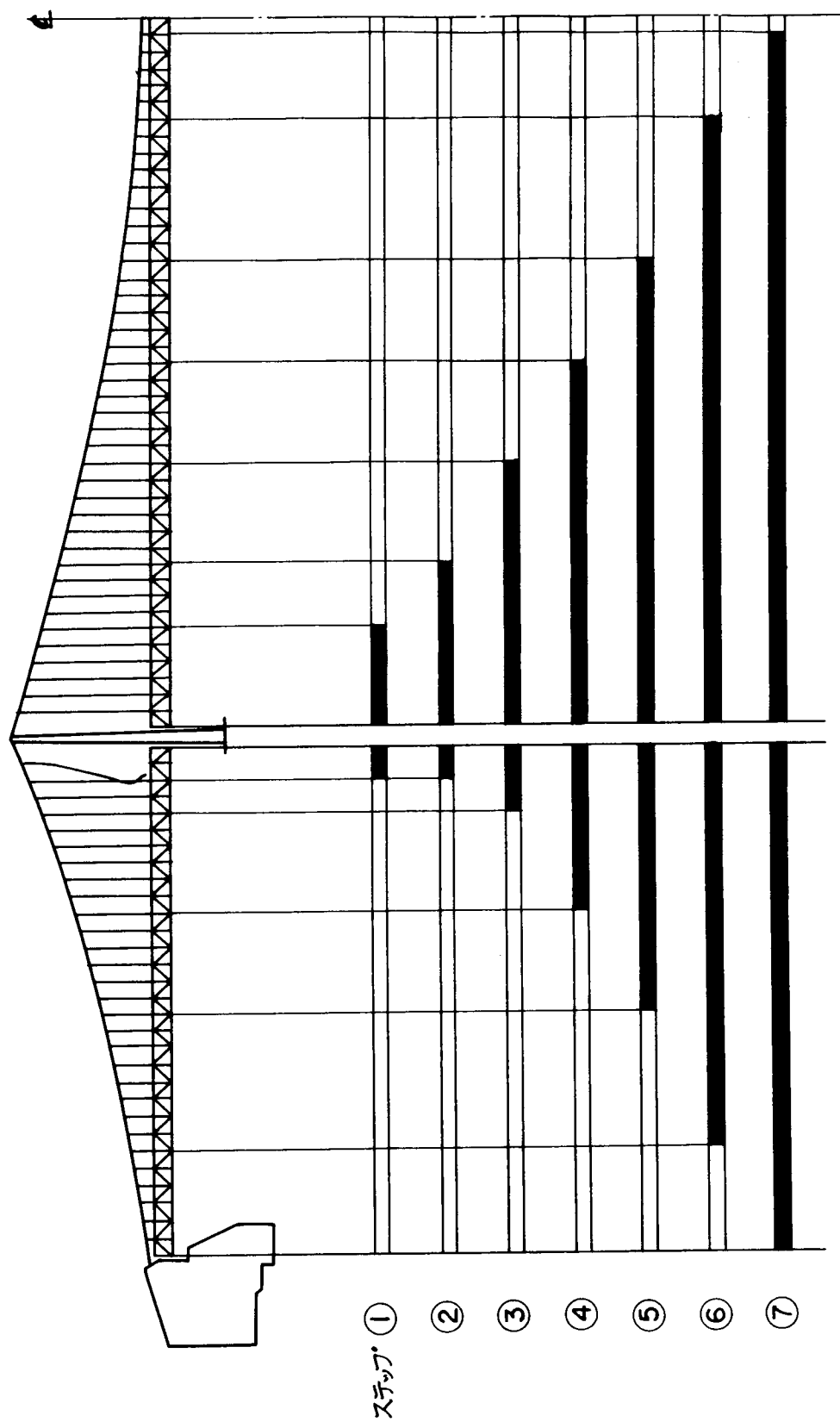


図 - 2.2.1 架設ステップ (吊材調整逐次剛結法)

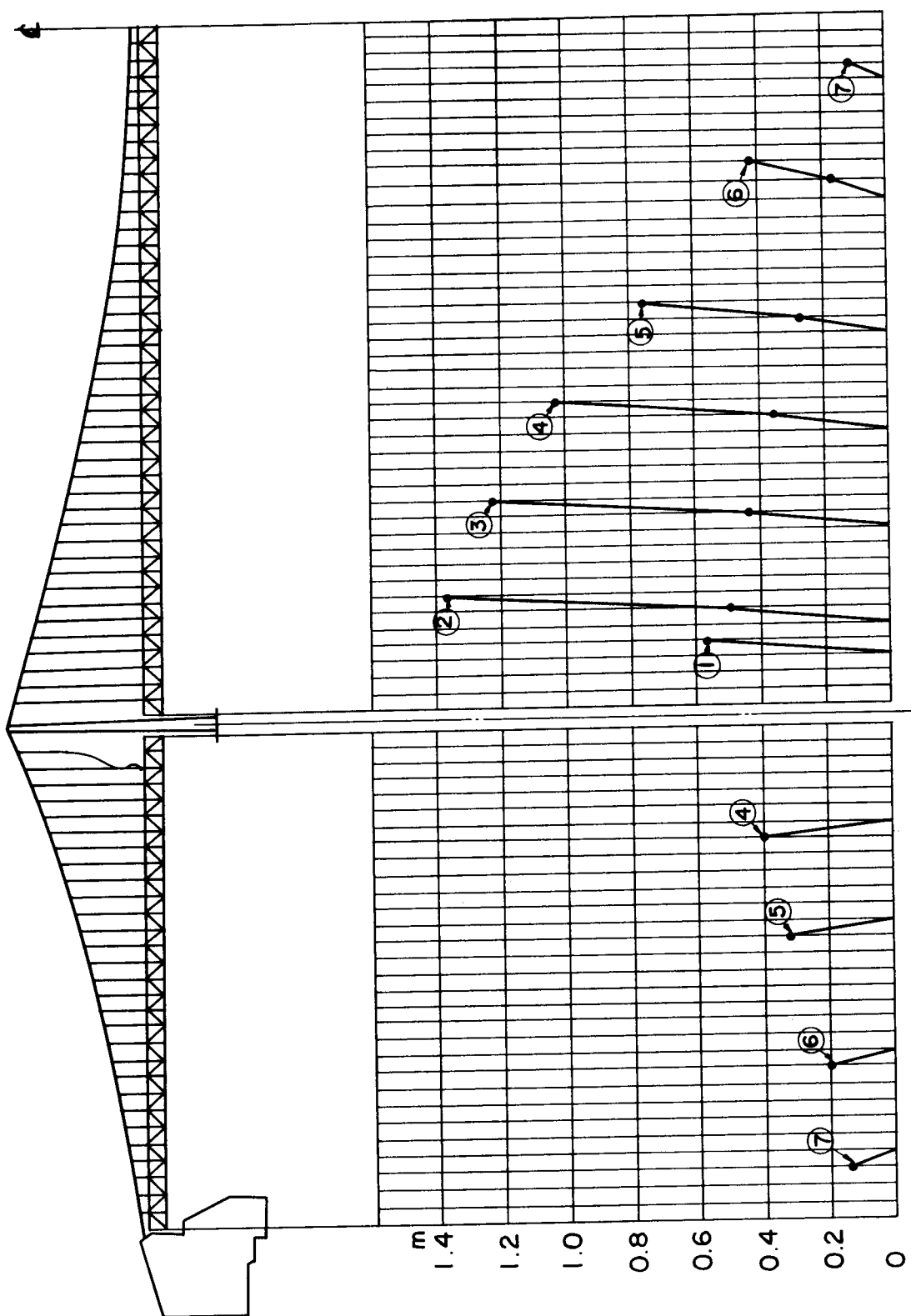


圖 - 2.2.2 吊材長調整量 (吊材調整逐次剛結法)

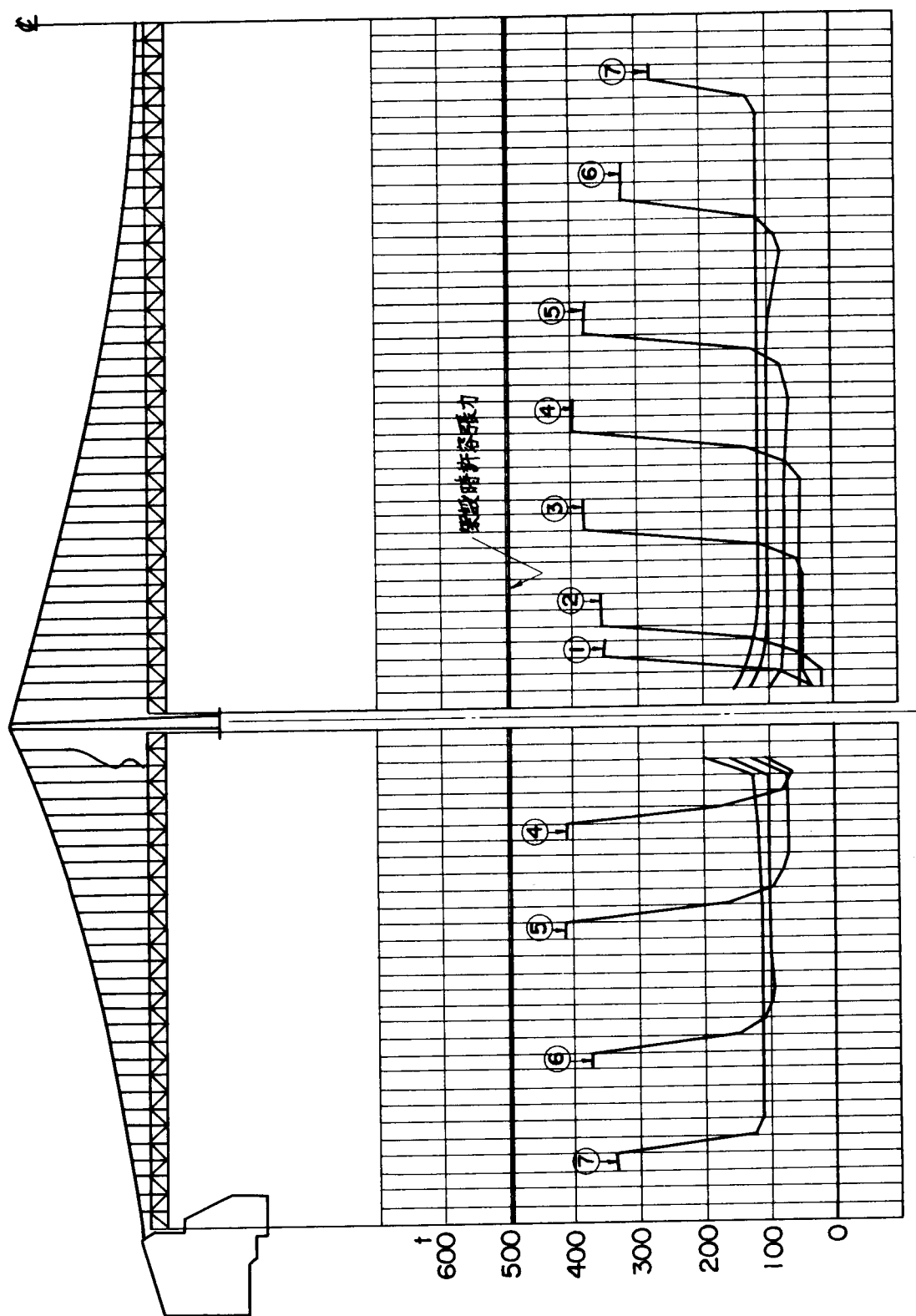
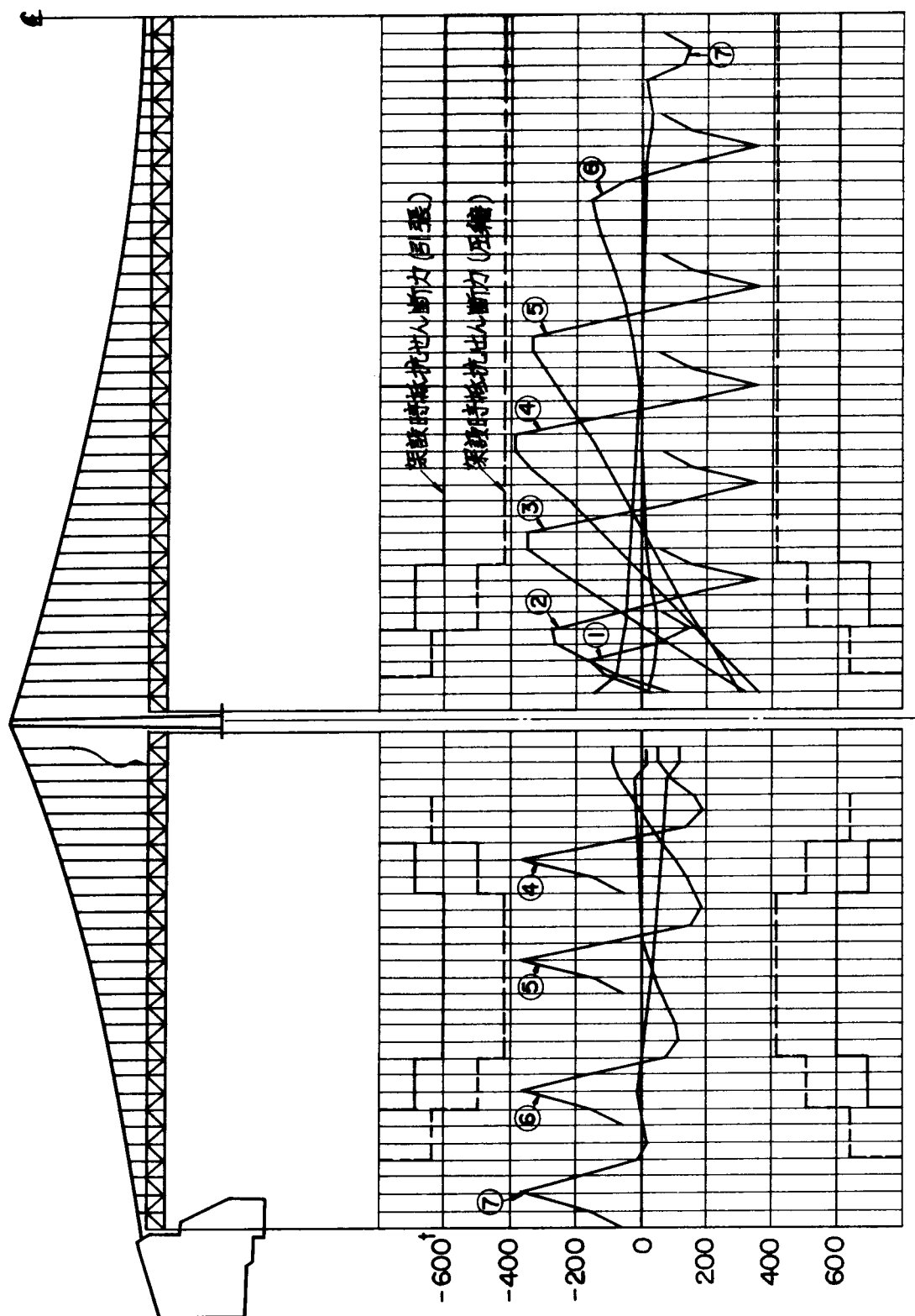


圖 - 2.2.3 吊材張力 (吊材調整逐次剛結法)



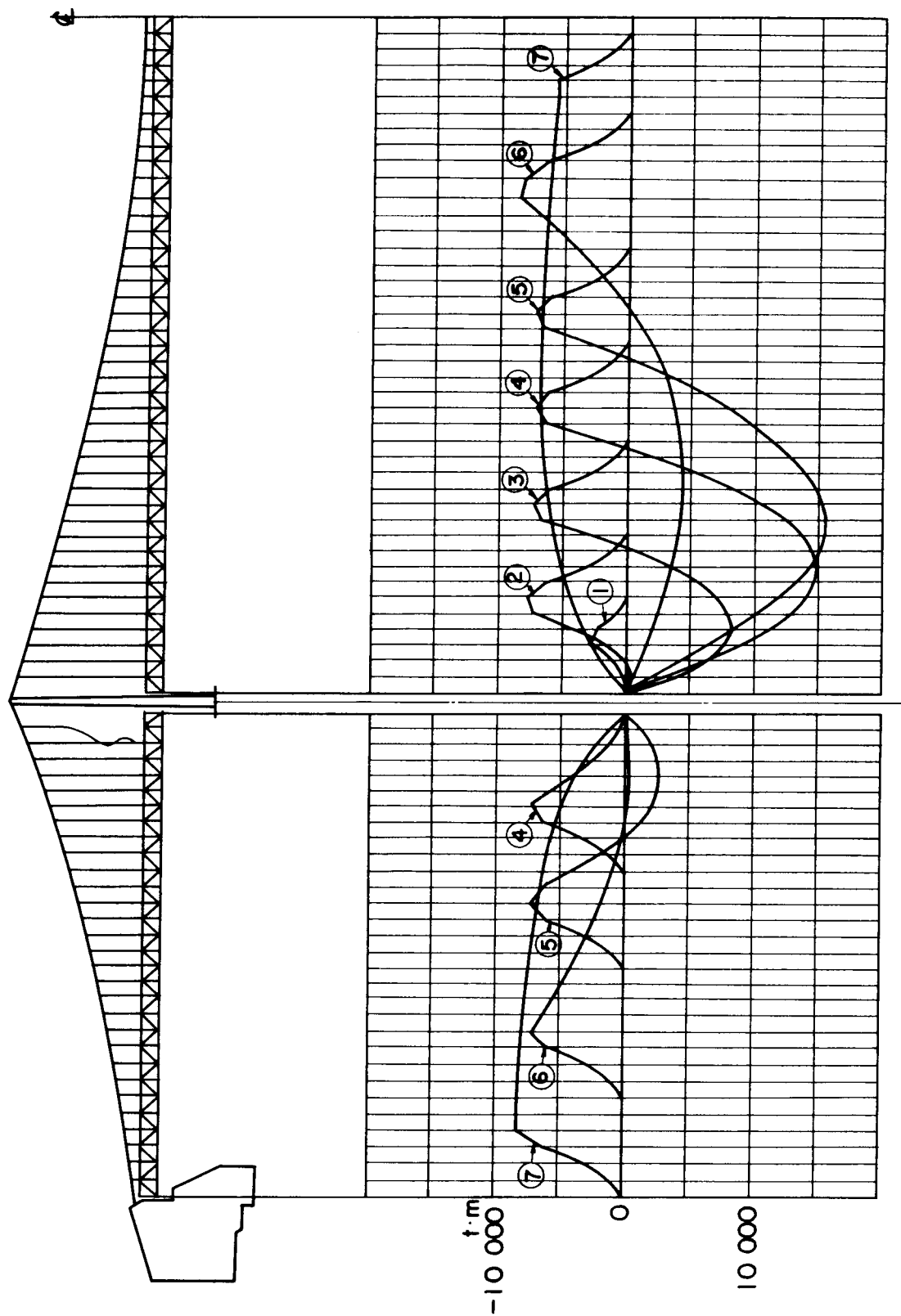


図 - 2.2.5 補剛トラス曲げモーメント (吊材調整逐次剛結法)

2.4.3 逐次剛結工法の適用例

関門橋は、わが国ではじめて逐次剛結工法によって架設された長大吊橋である。その架設計画にあたって、筆者が検討を加えた概要は以下のとおりである。補剛トラスの架設順序は、架橋地点が主要航路にあるため海面の使用が不可能であること、ならびに取付道路の施工時期の関連から橋台まわりの用地が使用できないことにより、塔から両径間に向っての張出し架設とした。補剛トラスの架設単位としては、海面の使用を前提としたブロック架設と工程的に不利な単材架設を除外して、2パネル単位の面材架設を採用することとした。

本橋に逐次剛結工法を適用するにあたっては、架設用ヒンジの個数とその位置、中央径間に先行架設すべきパネル数などを、主として架設時応力と部材補強の面から検討した。

架設用ヒンジの個数については、無ヒンジ工法、1ヒンジ工法（中央径間の半支間に1個、すなわち、中央径間全体で2個の架設用ヒンジを用いる場合）、3ヒンジ工法（同様に、中央径間全体で6個の架設用ヒンジを用いる場合）の3種類の工法を考え、それぞれについて、中央径間の先行パネル数を9パネルとした場合と13パネルとした場合に分けて数値計算を行なっている。その結果は表－2.3に示されるとおりであって、1ヒンジ工法および3ヒンジ工法では、無ヒンジ工法に比べて、引込時の吊材張力や部材補強の面で有利であるが、1ヒンジ工法と3ヒンジ工法には、この結果だけからはとくに優秀がつけ難いので、作業性、安全性、架設精度の面から検討を加え、ヒンジ数の少ない1ヒンジ工法が有利であると判断した。

表－2.3 架設用ヒンジの個数による比較¹¹⁾

比較項目		無ヒンジ工法		1ヒンジ工法		3ヒンジ工法		備 考
		9パネル 先行	13パネル 先行	9パネル 先行	13パネル 先行	9パネル 先行	13パネル 先行	
吊 材	引込張力	230t	220t	170t	165t	140t	130t	
	引込量	154cm	150cm	123cm	145cm	106cm	140cm	
部材補強	弦 材	20t	20t(360本)	2t	2t	2t	2t	ダイヤフラム補強2tを含む
	斜 材	100t	110t(4500本)	26t	26t(3300本)	2t	2t(110本)	()は高力ボルト増加分
ヒ ン ジ	せん断力	—	—	95t	120t	40t	110t	
	重 量	—	—	9t	9t	27t	27t	
	吊材張力	—	—	210t	260t	190t	235t	
ケーブル折れ角		—	0.062 rad	0.068 rad	0.054 rad	—	0.046 rad	吊材引込点
下弦材の開き量		—	—	55cm	55cm	55cm	54cm	

このように、1ヒンジ工法に限定したうえで、中央径間の先行パネル数を7、9、11、13の4種類とし、それに3種類の架設用ヒンジ位置を組合わせて検討を行なった。その結果、架設時応力の面では、先行パネル数の違いによる影響は少なく、むしろ実施面での工程的な検討から、9パネル先行が適当と判断した。また、架設用ヒンジの位置については、部材補強に要する鋼重増加量を目安として、もっとも経済的となるように選定した。

関門橋は、このような基本計画のもとに架設されたが、工事中に遭遇した瞬間最大風速 52.7 m/sec の強風に対しても、特別な耐風対策を必要とせず、吊橋完成時に測定された補剛トラス上下弦材の架設に伴う残留応力は設計応力のたかだか1.7%であり、若戸大橋の実績18%に比べて著しく改良されている。このことは、逐次剛結工法が、架設時安全性ならびに架設精度の向上に大きく寄与している、信頼性の高い架設工法であることを証明するものである。

現在工事中の因島大橋、大鳴門橋の補剛トラスは、逐次剛結工法で架設されることになっているが、因島大橋では関門橋と同じヒンジ付逐次剛結工法によることになっているのに対して、筆者がその施工法を検討中の大鳴門橋は、吊材調整による無ヒンジ逐次剛結工法によって架設される予定である。

第 5 節 施工に伴う誤差要因

吊橋には、その施工段階を通じて各種の誤差が導入されるが、吊橋が性質の異なった多種類の構造部材から成立しているため、それらの誤差に対する応答は、構造部材ごとに異なる。ここでは、これらの誤差のうち、主として補剛トラスに影響を与えると考えられる誤差要因について、定性的な検討を加えてみたい。

補剛トラスに影響を与えると考えられる誤差要因を、その発生要素別に分類すればつぎのようになる。

- 1) ケーブルの長さに関する誤差
 - a) ケーブルの弾性係数の誤差
 - b) ケーブルの製作誤差
 - c) ケーブルの張渡し誤差
 - d) ケーブルアンカーの製作・据付誤差
 - e) 塔の製作・建方誤差
- 2) 吊材の長さに関する誤差
 - a) 吊材の弾性係数の誤差
 - b) 吊材の製作誤差
 - c) ケーブルバンドの取付誤差
- 3) 補剛トラスに関する誤差
 - a) 補剛トラスの製作誤差
 - b) 補剛トラスの架設誤差
- 4) その他の誤差
 - a) 死荷重強度の誤差

ケーブルの長さに関する誤差については、つぎのように考えられる。ケーブルは、その架設が A S 工法によっても、P W S 工法によっても、張渡しが完了したときに行なわれるサグ測定の結果によって、その出来形が確認され、それによって吊材長が決定されるので、1). b) ～ e) の誤差は、サグ測定の誤差に集約される。これは、測量機器の性能や測量従事者の技能に左右される測量作業そのものによる誤差と、ケーブルの温度応答性能が明らかにされ

ていないことによる温度補正の誤差に分けて考えることができる。とくに後者については、2.3.4でも述べたように、接触型温度計によって測定されたケーブル表面温度をもって、ケーブルの平均温度と考えているが、ケーブルが一種の保温材料であることにより、その温度応答性能がきわめて低いであろうことは想像に難くない。すなわち、ケーブルの温度応答性能が、サグ測定の精度を支配する一つの大きな要素となり得る。1). a)については、一般に吊橋完成後のケーブルは大きな張力の作用下にあつて、ケーブル張力の増分に対するケーブルの伸び率は線形的であり、そのため、平行線ケーブルの場合には、ケーブルの弾性係数を素線のそれに等しくとってさしつかえないとされている。しかしながら、吊橋の架設途中、とくに、ケーブル張渡し状態での弾性係数については、まだ十分に解明されているとはいえない。

吊材の長さに関係する誤差は、補剛トラスの応力を支配するケーブルの形状誤差に比べて小さく、局所的な影響を与えるにすぎない。これに対して、補剛トラスに関係する誤差は、補剛トラス自身に直接的な影響を与える。3). a)は部材製作に係わる誤差であり、3). b)は架設現場における部材添接に係わる誤差である。とくに後者については、2.4.1で述べたように、従来の一般的工法である無補剛工法と関門橋で採用された逐次剛結工法との間には、大きな違いが存在する。その他の誤差としての死荷重強度の誤差は、部材寸法あるいは材料の単位重量の誤差によるものである。

上述した誤差要因のうち、ケーブルの弾性係数およびケーブルの温度応答性能は、誤差要因そのものの定量的評価がなされていないものであり、また、補剛トラスの製作、架設誤差は、それが吊橋の構造全体に与える影響について、評価すべき手段が明らかにされていないものに属する。これらについては、第3章～第5章で明らかにしたい。

第 3 章 ケーブルの弾性係数

第 1 節 概 説

比較的規模の大きな吊橋では、一般に平行線ケーブルが使用されている。より線ロープを束ねたケーブルに比べて、平行線ケーブルは弾性係数が高く安定していること、破断強度が高く断面効率がよいため経済的であることなどがこの主な理由であることは、2.2.5 で述べたとおりである。

しかしながら、ケーブル全体としての弾性係数が、素線のそれに比べて多少なりとも低下する可能性のあることは、2.3.2 および 2.3.3. で述べたストランドの架設作業の内容から見て否定できない。ところで、ケーブルの弾性係数が低下するとすれば、その原因として、

- a) 素線の長さの不揃いによるもの
- b) 素線のクリープによるもの
- c) 素線の Bauschinger 効果によるもの

などの項目が考えられる。しかしながら、b) , c) の項目は、素線そのものの性状によるもので、あらかじめ、素線の機械的性質を調査しておくことにより消去できるものであるから、ここでは議論の対象外として、a) 項のケーブル架設精度に関連するものだけを取上げて論じることとする。

第 2 節 ケーブルの弾性係数に関する考察

3. 2. 1 弾性係数の変動に対する施工上の要因

一般に、吊橋完成後のケーブルについては、それに導入されている張力も大きく、ケーブル張力の増分に対する素線応力の増分が比較的均等化していると考えられていることから、ケーブルの弾性係数は安定しており、平行線ケーブルの場合には、素線の弾性係数に等しくとってさしつかえないとされている。しかしながら、ケーブル張渡し時から吊橋完成にいたる途中の状態に注目すれば、初期の状態では、素線長の差によって素線の力の分担に差が現われる。ケーブル張力の増加とともに、力を受けた素線が伸びれば、いままで力を受けなかった素線にも力の分担が行なわれるようになる。このようにして、全素線が力を分担するようになれば、それ以後のケーブル張力増加量に対する各素線の伸びが一様になる。このようにして、ケーブルの伸びに関する機構を微視的に見れば、架設途中における弾性係数は、素線のそれに比べてある程度低下していることがうかがえる。

さて、ケーブル内の素線長を均一にしようとする調整は、第 2 章第 3 節で述べたように、ケーブル架設作業の間に行なわれるサグ調整による。A S 工法では、スピニング中に行なわれる素線のサグ調整と、ストランド単位で行なわれるサグ調整の 2 段階を経ることになるが、P W S 工法では、ストランド内の素線長が工場製作の段階で管理されているので、ストランド単位のサグ調整を行なう。ストランドのサグ調整は、夜間で外気温が一定した時を選んで行なわれる。また、ストランドには相当な重量があるので、風による影響も少なく、アンカーに設けた微調整装置により、かなりきめ細かく調整することができる。したがって、ケーブル内における素線長の誤差は、主としてストランド内における素線長の誤差によるものと考えてよい。これは、A S 工法においては、架線作業中の素線のサグ調整の不完全さによるものであり、P W S 工法では、両定着点におけるケーブル入射角の差やストランドのねじれなどによって、理論的に要求される素線の必要長と実際の長さの間に差があることによるものである。

ここでは、A S 工法における素線のサグ調整の管理基準を、従来の施工例によりストランド直径の 3 倍と考え、素線のサグのばらつきを 30 cm （すなわち $\pm 15\text{ cm}$ ）以内におさめるものとして考察を加えてみる。

3. 2. 2. 数値計算による考察

ケーブル形状を対称カテナリーとし，座標の原点をケーブルの最下点にとって，水平方向に x 軸，鉛直上向に y 軸をとれば，ケーブル形状 y ，サグ f ，ケーブル長 L はそれぞれ次式で表わされる。

$$y = \frac{H}{q} \left(\cosh \frac{q}{H} x - 1 \right) \dots\dots\dots (3.1)$$

$$f = \frac{H}{q} \left(\cosh \frac{q\ell}{2H} - 1 \right) \dots\dots\dots (3.2)$$

$$L = \frac{2H}{q} \sinh \frac{q\ell}{2H} \dots\dots\dots (3.3)$$

ここに， q ：ケーブルの曲線に沿う等分布荷重

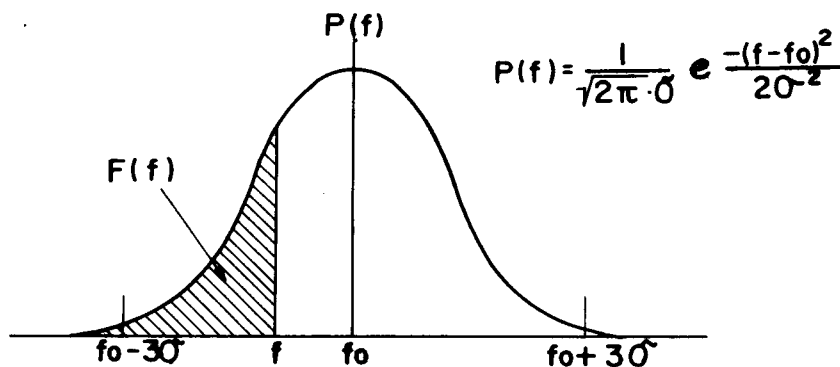
H ： q によるケーブルの水平反力

ℓ ：スパン

このケーブルに微小な荷重変化があったときのケーブルの水平反力の変化量を ΔH とすれば，ケーブルの伸び ΔL はつぎのようになる。

$$\begin{aligned} \Delta L &= \frac{\Delta H}{EA} \int_{-\ell/2}^{\ell/2} \frac{ds}{dx} dx \\ &= \frac{\Delta HL}{2EA} \left\{ 1 + \frac{\sinh(q\ell/H)}{q\ell/H} \right\} \dots\dots\dots (3.4) \end{aligned}$$

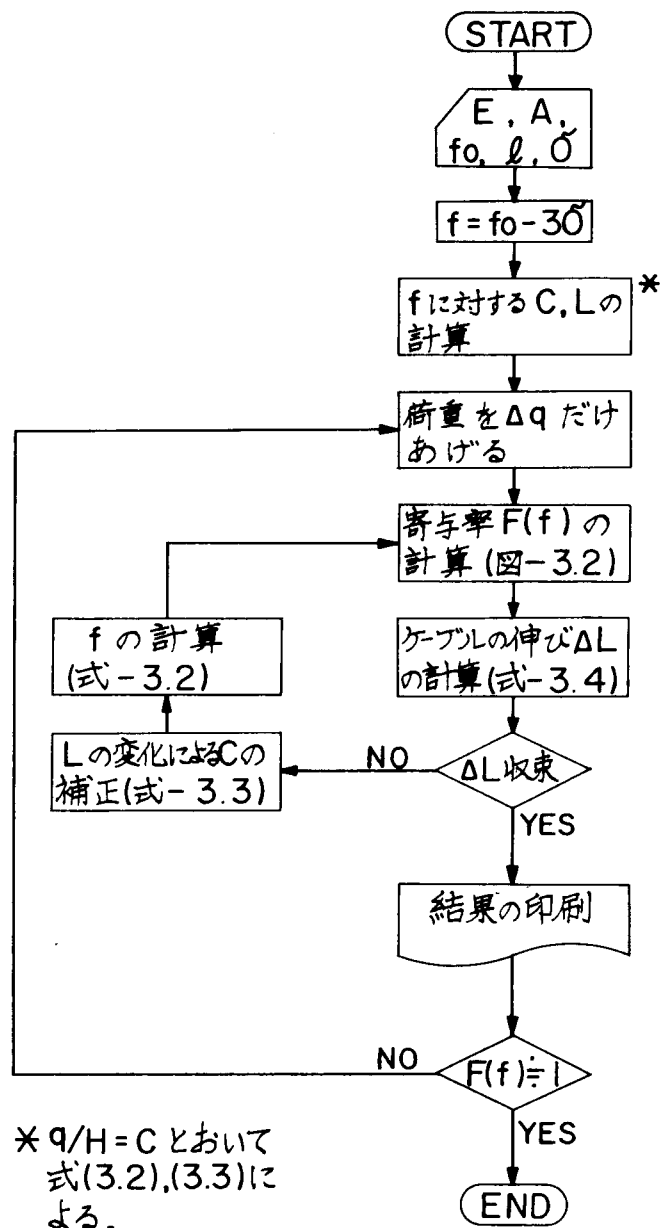
一方，各素線のサグは平均値を f_0 ，標準偏差を σ とするような正規分布（図－3.1）に従うと仮定すれば，このケーブルに荷重が作用しはじめると，素線群のうちもっとも短い素線が荷重を負担してたれさがり，その素線のサグがつぎに短い素線のサグに一致した段階から，つぎの素線も荷重の分担に加わる。このようにして，主素線数に対して，荷重増分を分担する素線数の比を，ここでは素線の寄与率と称することにする。



図－3.1 素線群のサグ分布

この様子を，荷重を漸増させながら電子計算機を用いて追跡する。図－3.2は，その計算の流れを示す。数値計算の対象とする吊橋を，以下の条件のもとにモデル化した。

- (i) 対象とする吊橋の主径間長を， 250 m ， 700 m ， $1,100\text{ m}$ の3種類とする。
- (ii) 主径間でのサグ比を $1/10$ とする。
- (iii) ケーブル断面積 A は，実在あるいは計画中の吊橋についての値を用い， 250 m 吊橋で 0.0275 m^2 ， 700 m 吊橋で 0.28 m^2 ， $1,100\text{ m}$ 吊橋で 0.77 m^2 とする。



図－3.2 素線の寄与率計算の流れ図

(Ⅳ) 素線のサグのばらつきは，前述した $\pm 15\text{ cm}$ を 3σ とする正規分布に従うものと仮定する。

この計算の流れを図-3.3に，また，計算結果を図-3.4に示す。図-3.3より， 250 m 吊橋では，支間中央点でのケーブル平均応力が 450 kg/cm^2 付近で素線の寄与率が1となる。すなわち，全素線が有効断面として働き，ケーブルの見かけの弾性係数が，素線の弾性係수에等しくなるときの素線応力が 450 kg/cm^2 であるのに対し， $1,100\text{ m}$ 吊橋では 140 kg/cm^2 程度で素線長の差による影響が消えてしまう。ところで，ケーブルがフリーハンギングの状態にある場合のケーブル応力度は，支間中央点でつぎのようになる。

$$\sigma = H/A = \rho \ell / 8n \dots\dots\dots (3.5)$$

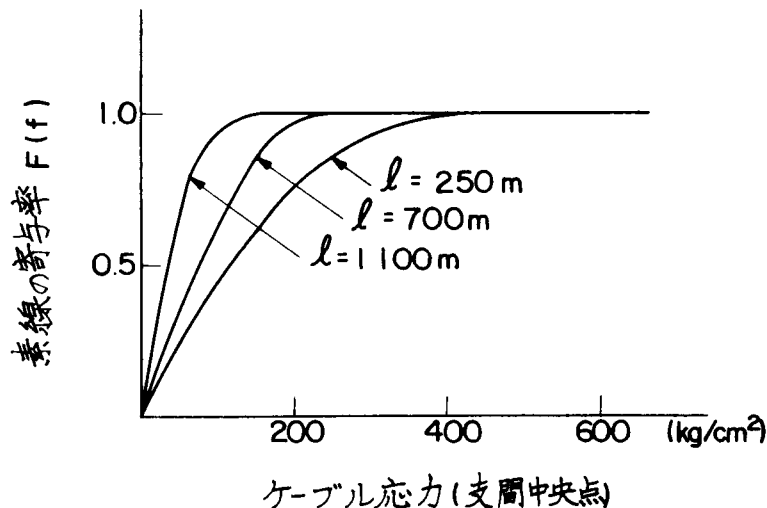


図-3.3 素線の寄与率と応力の関係

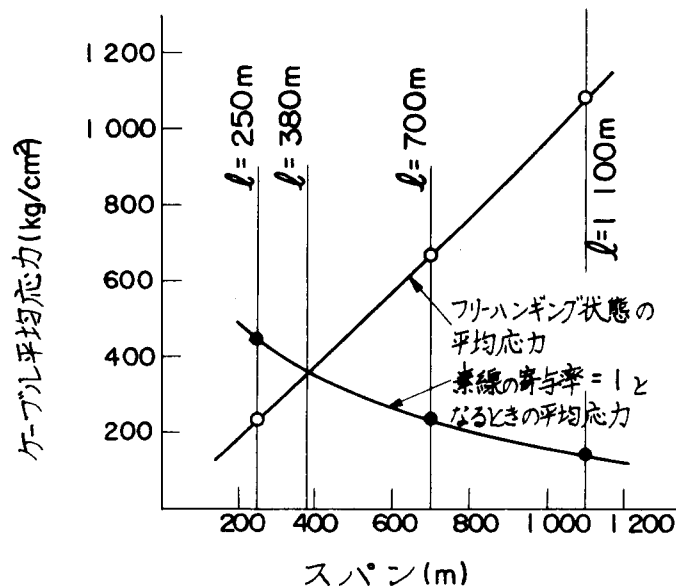
ここに， A ：ケーブルの断面積

ρ ：ケーブルの比重

n ：サグ比

これに， $\ell = 250\text{ m}$ ， $\ell = 700\text{ m}$ および $\ell = 1,100\text{ m}$ のケーブル諸元をあてはめてみれば，支間中央点でのケーブル応力は，それぞれ， 245 kg/cm^2 ， 687 kg/cm^2 ， 1079 kg/cm^2 となる。これらの値を図-3.3にあてはめれば，支間 250 m の吊橋を除いて，フリーハンギングの状態ですでに素線の寄与率は 100% となっており，素線長の不揃いによる弾性係数の低下はないものと考えてよい。図-3.4は，フリーハンギング状態のケーブルの

平均応力と，素線の寄与率が100%となるときのケーブル平均応力の関係を，スパンを横軸にとって表わしたものである。これより，フリーハンギング状態で素線の寄与率が100%となる支間の下限は，約380mであることがわかる。したがって，架線中に行なわれる素線のサグ調整の管理限界が，現在一般的となっている程度の範囲であれば，支間380m



図－3.4 支間とフリーハンギングケーブル応力の関係

以上の吊橋では，素線の長さの不揃いによる弾性係数の低下はほとんど認められないと考えてよい。計算の対象とした吊橋のうちでもっとも条件の悪い250m吊橋の場合でも，全死荷重載荷時のケーブル応力（支間中央点）は， $H_w = 1.000\text{ t}$ ， $A = 0.0275\text{ m}^2$ より，約 3.640 kg/cm^2 となるから，ケーブル応力を吊構造部の荷重変化に比例するとみなせば，吊構造部死荷重の約6%が架設された段階で素線の寄与率が100%となる。

第4章 ケーブルの温度応答

第1節 概 説

吊橋ケーブルを熱移動の立場からながめてみると、ケーブルを構成する素線から、それに隣接するつぎの素線への伝熱は、素線と素線との接触面あるいは接触線とその周辺に存在する空隙を介して行なわれる。とくに、吊橋ケーブルの主流となっている平行線ケーブルの場合には、素線は理論的にはたがいに線接触をしているにすぎないから、空隙の存在がケーブルの伝熱機構に対する支配的要素になると考えられる。したがって、吊橋のケーブルは、実質内に多くのすきまを有する保温材料の一種とみることができ、それゆえ、ケーブルの熱伝導率は、素線のそれに比べてきわめて低いであろうということは容易に推察される。このように、ケーブルの熱伝導率が低いということと合せて、それが定量的に把握されておらず、しかも、ケーブルの温度推定のための具体的手段に欠けていたことにより、いくつかの解決すべき問題点が残されている。

ケーブル形状は、吊橋の形状を支配する代表的なパラメータである。ケーブルは温度変化によって微妙にその長さを変え、それが増幅されて大きな形状変化となって現われる。したがって、吊橋を設計する際の温度応力の見積りのためには、ケーブルの温度応答を適確に把握することが是非とも必要になる。それと同様に、吊橋が架設開始から完成にいたるまでに経験する各種の形状確認においても、ケーブルの温度応答が重要な約割を受持つ。そこで、接触温度計を用いてケーブルの表面温度を測定し、それがケーブルの平均温度であると考えて、形状確認のデータ処理を行なっているのが現状である。しかしこの場合には、ケーブル表面付近の外気の状態や、温度計感熱部とケーブル表面との接触状態によって測定値の信頼度が低下したり、ケーブル断面内での温度勾配によって、この測定値が必ずしもケーブルの平均温度を表わしていないという問題点がある。ケーブルの熱伝導率が低いということは、ケーブル断面内の温度勾配を増加せしめる。その結果、平均温度からの温度偏差に応じて素線に二次応力を発生させることになり、これも吊橋設計上の解決すべき課題として残されている。

本章では、気温ならびに日射の変動によるケーブルの温度応答式を導き、大形模型を用い

た実験を行なって、ケーブルの温度応答性能を定量的に把握するとともに、追跡理論の妥当性を検証し、それに伴って吊橋の設計・施工上に発生する問題点について、若干の考察を加えてみたい。

第 2 節 基 礎 方 程 式

ケーブルを巨視的に見て、熱移動に関する均質な物質であると考えれば、無限に長い円柱の熱電導に関する微分方程式を適用することができる。したがって、ケーブルの熱移動を表わす基礎方程式は、それを極座標 (r, θ) で表わせば式 (4.1) のようになる。

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \kappa \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} \right) \dots\dots\dots (4.1)$$

ここに、 u : 時間 t および場所 (r, θ) におけるケーブルの温度

κ : 熱拡散率 $(= \lambda / C_p \rho)$

λ : 熱伝導率

C_p : 比 熱

ρ : 密 度

一方、ケーブルは気温と日射の変動を受けているから、式 (4.1) に対する境界条件をつぎように書くことができる。

$$\left(\frac{\partial u}{\partial r} \right)_{r=a} + h \left\{ (u)_{r=a} - u_{ext} \right\} = f \dots\dots\dots (4.2)$$

ここに、 a : ケーブル半径

u_{ext} : 気 温

f : 日射量を表わすパラメータ

α : 表面伝達率

$h = \alpha / \lambda$ (熱放散率と呼ぶことにする)

基礎方程式 (4.1) は、 u に関して線形であるから、その解を気温の変動によるもの u_t と、日射の変動によるもの u_r に分離するとともに、式 (4.2) をそれぞれに対する境界条件に分けて考えることができる。このとき、 u_r については、 $u \rightarrow u_r$ とすることによって式 (4.1)、(4.2) がそのまま成立するが、 u_t は r, t のみの関数となり、それに対する境界条件は、ニュートンの放熱法則に帰着することになる。すなわち、式 (4.1)、(4.2) は、それぞれつぎのように書きかえられる。

$$\frac{\partial u_t}{\partial t} = \kappa \left(\frac{\partial^2 u_t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial u_t}{\partial r} \right) \dots\dots\dots (4.3)$$

$$\left(\frac{\partial u_t}{\partial r} \right)_{r=a} + h \left\{ (u_t)_{r=a} - u_{ext} \right\} = 0 \dots\dots\dots (4.4)$$

また、これらの問題の初期条件として、断面内等温を考える。

第 3 節 気温の変動による応答

4.3.1 気温の単位跳躍入力による応答

任意の気温変動に対する非定常解は、単位跳躍入力に対する非定常解を知って、それに Duhamel の積分を適用することにより得ることができる。そこで、式(4.3)をもとにして、まず単位跳躍関数に対する応答を求めることにする。

初期条件を

$$u_t(r, t = 0) = 0 \quad (\text{ケーブル内等温}) \quad \dots\dots\dots (4.5)$$

とする。境界では、物体が気体の中に放置されているときの境界条件式(4.4)が満足されなければならない。ここで便利のため、

$$v = u_t - u_{ext} \quad \dots\dots\dots (4.6)$$

なる変数、すなわちケーブル温度と外気温の差を、 u_t の代りに用いることにすると、式(4.4)は

$$\left(\frac{\partial v}{\partial r} \right)_{r=a} + h v_{r=a} = 0 \quad \dots\dots\dots (4.4')$$

となり、式(4.3)の形はまったく変化せず

$$\frac{\partial v}{\partial t} = \kappa \left(\frac{\partial^2 v}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v}{\partial r} \right) \quad \dots\dots\dots (4.3')$$

となる。

ここで

$$v(r, t) = R(r) \cdot T(t) \quad \dots\dots\dots (4.7)$$

と置いて、これを式(4.3')に代入すれば、

$$\frac{1}{\kappa T} \frac{dT}{dt} = \frac{1}{R} \left(\frac{d^2 R}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dR}{dr} \right) \quad \dots\dots\dots (4.8)$$

となる。変数 r , t がたがいに独立であることにより、式(4.8)が成立するためには、この両辺がともに定数に等しくなければならない。この定数を $-\mu^2$ とおくと、式(4.8)はつぎのようになる。

$$\frac{1}{T} \frac{dT}{dt} = -\kappa\mu^2 \quad \dots\dots\dots (4.9)$$

$$\frac{d^2 R}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dR}{dr} + \mu^2 R = 0 \quad \dots\dots\dots (4.10)$$

式(4.9)は簡単に積分できて

$$T = A \cdot e^{-\mu^2 \kappa t} \quad (A: \text{積分定数}) \quad \dots\dots\dots (4.11)$$

となる。一方、式(4.10)は0階のBessel方程式であるから、

$$R = B \cdot J_0(\mu r) + C \cdot Y_0(\mu r) \quad (B, C: \text{積分定数}) \quad \dots\dots\dots (4.12)$$

と書くことができる。

ここに、 J_0 : 0階Bessel関数

Y_0 : 0階Neumann関数

ただし、 $r \rightarrow 0$ のとき $Y_0(\mu r) \rightarrow -\infty$ となるから、この問題の場合には $C = 0$ でなければならない。以上により、式(4.3')の一般解はつぎのように書ける。

$$v = A \cdot e^{-\mu^2 \kappa t} J_0(\mu r) \quad \dots\dots\dots (4.13)$$

式(4.13)を境界条件式(4.4')に代入すれば、

$$\mu J_0'(\mu a) + h J_0(\mu a) = 0 \quad \dots\dots\dots (4.14)$$

となるから、 $J_0'(x) = -J_1(x)$ を考慮して両辺に a をかけると、定数 μ は、

$$x J_1(x) - a h J_0(x) = 0 \quad \dots\dots\dots (4.14')$$

の根を α_i として、 $\mu = \alpha_i / a$ となる。ただし、 J_1 は1種Bessel関数である。

この根 α_i は無限に存在することがわかっており、線形微分方程式では、すべての特解の和は、またその微分方程式の解であるから、式(4.13)はつぎのようになる。

$$v = \sum_{i=1}^{\infty} A_i e^{-(\alpha_i/a)^2 \kappa t} \cdot J_0\left(\frac{\alpha_i}{a} r\right) \quad \dots\dots\dots (4.13')$$

この式の積分定数 A_i は、初期条件(4.5)を式(4.13')に代入して得られる次式、すなわち

$$-u_{ext} = \sum_{i=1}^{\infty} A_i \cdot J_0\left(\frac{\alpha_i}{a} r\right) \quad \dots\dots\dots (4.15)$$

の両辺に $r \cdot J_0(\alpha_i/a \cdot r)$ をかけ、 α_i が式(4.14')の根であることを利用して、以下のようにLommelの積分を実行することによって得られる。

$$\left. \begin{aligned} \int_0^a r \cdot J_0 \left(\frac{\alpha_i}{a} r \right) \cdot J_0 \left(\frac{\alpha_j}{a} r \right) dr &= 0 \quad (i \neq j) \\ \int_0^a r \cdot J_0^2 \left(\frac{\alpha_i}{a} r \right) dr &= \frac{1}{2} \left(\frac{a}{\alpha_i} \right)^2 \left\{ \alpha_i^2 + (ah)^2 \right\} J_0^2(\alpha_i) \\ \int_0^a r \cdot J_0 \left(\frac{\alpha_i}{a} r \right) dr &= \left(\frac{a}{\alpha_i} \right)^2 \cdot (ah) \cdot J_0(\alpha_i) \end{aligned} \right\} \dots\dots (4.16)$$

その結果はつぎのとおりである。

$$A_i = - \frac{2ah}{\alpha_i^2 + (ah)^2} \cdot \frac{u_{ext}}{J_0(\alpha_i)} \dots\dots\dots (4.17)$$

これを式(4.13')に代入し、式(4.6)によって変数をもとに戻して $u_{ext} = 1$ とすれば、単位跳躍関数に対する応答式をつぎのように得る。

$$u_{t, step} = 1 - \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2ah}{\alpha_i^2 + (ah)^2} \cdot \frac{J_0(\alpha_i/a \cdot r)}{J_0(\alpha_i)} \cdot e^{-(\alpha_i/a)^2 \kappa t} \dots\dots\dots (4.18)$$

式(4.18)より、単位跳躍入力に対するケーブルの平均温度 $\bar{u}_{t, step}$ および中心温度 $u_{\ell, step}$ は、それぞれつぎのようになる。

$$\bar{u}_{t, step} = 1 - 2ah \sum_{i=1}^{\infty} C_i e^{-p_i t} / \alpha_i^2 \dots\dots\dots (4.19)$$

$$u_{\ell, step} = 1 - \sum_{i=1}^{\infty} \frac{C_i}{J_0(\alpha_i)} \cdot e^{-p_i t} \dots\dots\dots (4.20)$$

$$\text{ここに, } C_i = 2ah / \{ \alpha_i^2 + (ah)^2 \} \dots\dots\dots (4.21)$$

$$p_i = (\alpha_i/a)^2 \cdot \kappa \dots\dots\dots (4.22)$$

4.3.2 任意の気温変動に対する応答

単位跳躍入力に対するケーブル温度応答の非定常解が、式(4.18)のように求められたが、これを用いて、任意の外気温変動を入力として Duhamel 積分を行なえば、外気温の任意の変動に対する応答を求める式が、つぎのように得られる。

$$\begin{aligned}
u_t(r, t) &= u_0 + \int_0^t \frac{\partial u_{t, step}(r, t-\tau)}{\partial t} \{u_{ext}(\tau) - u_0\} d\tau \\
&= u_0 + \sum_{i=1}^{\infty} C_i \cdot \frac{J_0(\alpha_i/a \cdot r)}{J_0(\alpha_i)} \cdot p_i e^{-p_i t} \int_0^t \{u_{ext}(\tau) - u_0\} e^{p_i \tau} d\tau \\
&\dots\dots\dots (4.23)
\end{aligned}$$

ここに, u_0 : ケーブルの初期温度

式(4.23)において,

$$F_i(t) = p_i e^{-p_i t} \int_0^t \{u_{ext}(\tau) - u_0\} e^{p_i \tau} d\tau \quad \dots\dots\dots (4.24)$$

とするとき, 気温 $u_{ext}(\tau)$ を時間間隔 Δt の間で

$$u_{ext} = m\tau + n \quad (t - \Delta t \leq \tau \leq t) \quad \dots\dots\dots (4.25)$$

のように直線近似すれば, $F_i(t)$ はつぎのようになる。

$$\begin{aligned}
F_i(t) &= \left(mt + n - u_0 - \frac{m}{p_i} \right) (1 - e^{-p_i \Delta t}) + m \cdot \Delta t e^{-p_i \Delta t} \\
&\quad + e^{-p_i \Delta t} F_i(t - \Delta t) \quad \dots\dots\dots (4.26)
\end{aligned}$$

よって, 式(4.23)はつぎのように書きかえられる。

$$u_t(r, t) = u_0 + \sum_{i=1}^{\infty} C_i \cdot \frac{J_0(\alpha_i/a \cdot r)}{J_0(\alpha_i)} \cdot F_i(t) \quad \dots\dots\dots (4.23')$$

ケーブルの平均温度 \bar{u}_t , 中心温度 u_t^c は, それぞれつぎのようになる。

$$\bar{u}_t(t) = u_0 + 2ah \sum_{i=1}^{\infty} C_i F_i(t) / \alpha_i^2 \quad \dots\dots\dots (4.27)$$

$$u_t^c(t) = u_0 + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{C_i}{J_0(\alpha_i)} \cdot F_i(t) \quad \dots\dots\dots (4.28)$$

第 4 節 日射の変動による応答

4. 4. 1 概 要

日射の変動によるケーブルの温度応答式は，気温の変動によるケーブルの温度応答式と同様の手順で誘導することができる。すなわち，ケーブルがその表面を通して吸収する輻射熱を単位跳躍関数として与えたときの非定常解を求め，それに Duhamel の積分を適用すればよい。

そこで，空中に張渡された吊橋のケーブルが太陽から受ける日射エネルギーの分布を，図 - 4. 1 に示すようなパターンであると考え。すなわち，境界条件式 (4. 2) における日

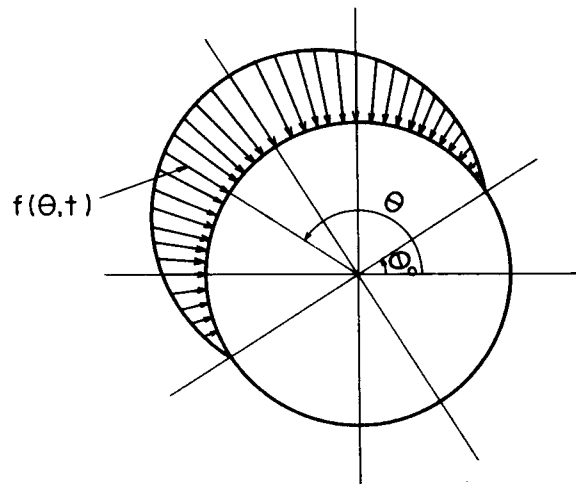


図 - 4. 1 輻射エネルギーのパターン

射量を表わすパラメータ f は，時間 t および場所 θ の関数であって，次式で与えられるものとする。

$$f(\theta, t) = \begin{cases} h' I(t) \sin(\theta - \theta_0) & (\theta_0 \leq \theta \leq \theta_0 + \pi) \\ 0 & (\theta_0 - \pi \leq \theta \leq \theta_0) \end{cases} \dots\dots\dots (4. 29)$$

ここに， h' はケーブル表面での輻射線吸収率を β としたとき， $h' = \beta / \lambda$ で与えられる定数で，熱放散率 h に対応して熱吸収率と呼ぶことにする。また I は，ケーブル軸を含み，かつ水平面と θ_0 なる角度をなす平面の単位面積が，単位時間当りに受ける輻射熱量である。

4.4.2 単位跳躍入熱による応答

単位跳躍入熱を，式(4.29)に対応して次式で表わす。

$$\bar{f}(\theta) = \begin{cases} \sin(\theta - \theta_0) & (\theta_0 \leq \theta \leq \theta_0 + \pi) \\ 0 & (\theta_0 - \pi \leq \theta \leq \theta_0) \end{cases} \quad \dots\dots\dots (4.30)$$

この場合には，単位跳躍入熱による非定常解 $u_{r,step}(r, \theta, t)$ が，ケーブル表面で輻射熱 $\bar{f}(\theta)$ を受けると同時に，ニュートン型放熱をするときの定常解 $u_{r1}(r, \theta)$ と，ケーブルの初期温度を $-u_{r1}(r, \theta)$ として空气中に放置したときの非定常解 $u_{r2}(r, \theta, t)$ の和として表わされることを利用すれば都合がよい。

(1) 単位跳躍入熱による定常解

式(4.30)で与えられる単位跳躍入熱のもとの定常状態に対する基本方程式および境界条件はつぎのとおりである。

$$\frac{\partial^2 u_{r1}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_{r1}}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 u_{r1}}{\partial \theta^2} = 0 \quad \dots\dots\dots (4.31)$$

$$\left(\frac{\partial u_{r1}}{\partial r} \right)_{r=a} + h(u_{r1})_{r=a} = \bar{f}(\theta) \quad \dots\dots\dots (4.32)$$

式(4.31)の一般解は， r, θ に関して変数分離を行ない， $\theta - \theta_0$ をあらためて θ とおくことによって， p を正の整数として，つぎのように表わすことができる。

$$u_{r1}(r, \theta) = \begin{Bmatrix} r^p \\ r^{-p} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \cos p\theta \\ \sin p\theta \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \theta \\ 1 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \log r \\ 1 \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (4.33)$$

ここに， $u_{r1}(r, \theta)$ は $0 \leq r \leq a$ で有限であることにより， $r^{-p}, \log r$ は解として不適である。また，点 (r, θ) と点 $(r, \theta + 2\pi)$ が同一点であることにより， θ はなくなる。さらに， $\theta = \pi/2$ に関する対称性より， $\cos p\theta$ は偶数項， $\sin p\theta$ は奇数項が有効となる。したがって，式(4.31)の解をつぎのように書くことができる。

$$u_{r1}(r, \theta) = \sum_{n=0,2,4,\dots} A_n r^n \cos n\theta + \sum_{m=1,3,5,\dots} B_m r^m \sin m\theta \quad \dots\dots (4.34)$$

積分定数 A_n, B_m は，式(4.34)が境界条件(4.32)を満足するように決めればよい。入熱関数 $\bar{f}(\theta)$ を，図-4.2のように，つぎのような対称項と逆対称項に分解すれ

ば都合がよい。

$$\left. \begin{aligned} \bar{f}_s(\theta) &= |\sin \theta|/2 \\ \bar{f}_a(\theta) &= (\sin \theta)/2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.35)$$

対称入熱の場合には、 $\theta = 0$ に関する対称性より、式(4.34)で

$$B_m = 0$$

でなければならない。そこで、入熱関数 $\bar{f}_s(\theta)$ を $-\pi < \theta < \pi$ でつぎのようにFourier展開する。

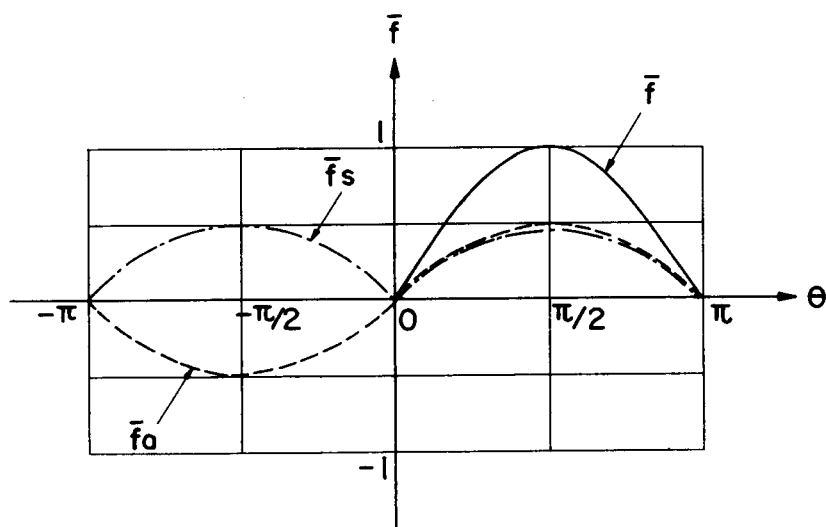


図 - 4.2 境界条件の分離

$$\bar{f}_s(\theta) = \frac{1}{\pi} - \frac{2}{\pi} \sum_{n=2,4,6,\dots} \frac{\cos n\theta}{(n-1)(n+1)} \dots\dots\dots (4.36)$$

式(4.34)，(4.36)を境界条件(4.32)に代入すれば、 A_n がつぎのように定まる。

$$\left. \begin{aligned} A_0 &= 1/\pi h \\ A_n &= -\frac{2}{\pi} \cdot \frac{1}{a^{n-1}(ah+n)(n-1)(n+1)} \quad (n=2,4,6,\dots) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.37)$$

一方、逆対称入熱の場合には、 $\theta = 0$ に関する逆対称性より、式(4.34)の A_n の項がなくなるから、入熱関数 $\bar{f}_a(\theta)$ と式(4.34)を式(4.32)に代入すれば B_m が求められる。

$$\left. \begin{aligned} B_1 &= \frac{1}{2(ah+1)} \\ B_m &= 0 \quad (m \neq 1) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.38)$$

以上のことにより，単位跳躍入熱 $\bar{f}(\theta)$ のもとでの定常解 $u_{r1}(r, \theta)$ は次式で与えられることになる。

$$\begin{aligned} u_{r1}(r, \theta) &= \frac{a}{2(ah+1)} \cdot \frac{r}{a} \cdot \sin \theta \\ &\quad - \frac{2a}{\pi} \sum_{n=2,4,6,\dots} \frac{1}{(ah+n)(n^2-1)} \left(\frac{r}{a}\right)^n \cos \theta + \frac{1}{\pi h} \quad \dots\dots\dots (4.39) \end{aligned}$$

(2) 初期温度を与えて空気中に放置されたケーブルの非定常解

初期温度を与えて空気中に放置されたケーブルの非定常状態を $u_{r2}(r, \theta, t)$ で表わすことにすれば，これは，境界条件

$$\left(\frac{\partial u_{r2}}{\partial r}\right)_{r=a} + h(u_{r2})_{r=a} = 0 \quad \dots\dots\dots (4.40)$$

のもとで，基礎方程式(4.1)を満足する。式(4.1)は，変数分離によってつぎの形の解を持つ。

$$u_{r2}(r, \theta, t) = J_n(qr) e^{-\kappa q^2 t} (\bar{A} \cos n\theta + \bar{B} \sin n\theta) \quad \dots\dots\dots (4.41)$$

ここに， J_n ： n 階 Bessel 関数

式(4.41)が，式(4.40)で与えられる境界条件を満足するためには，

$$xJ_n'(x) + ahJ_n(x) = 0 \quad \dots\dots\dots (4.42)$$

の第 s 番目の正根を α_{ns} とすると，

$$q_s = \alpha_{ns}/a \quad \dots\dots\dots (4.43)$$

でなければならない，これにより，式(4.41)はつぎのように書きかえられる。

$$\begin{aligned} u_{r2}(r, \theta, t) &= \sum_{n=0} \sum_{s=1} (A_{ns} \cos n\theta + B_{ns} \sin n\theta) \\ &\quad \times J_n\left(\frac{\alpha_{ns}}{a} r\right) e^{-(\alpha_{ns}/a)^2 \kappa t} \quad \dots\dots\dots (4.44) \end{aligned}$$

式(4.44)は，初期条件より， $t=0$ において $-u_{r1}(r, \theta)$ に一致しなければならない

い。したがって、初期値を与える関数を $u_{r0}(r, \theta)$ とおけば、これはつぎのような形に展開されなければならない。

$$u_{r0}(r, \theta) = \sum_{n=0} \sum_{s=1} (A_{ns} \cos n\theta + B_{ns} \sin n\theta) J_n \left(\frac{\alpha_{ns}}{a} r \right) \dots\dots\dots (4.45)$$

係数 A_{ns}, B_{ns} は、三角関数の直交性と Lommel の積分定理を用い、 α_{ns} が式(4.42)の根であることを考慮して、つぎのように定めることができる。

式(4.45)の両辺に $\cos m\theta$ をかけて $(-\pi, \pi)$ で積分する。このとき、三角関数の直交性を用いれば、

$$\int_{-\pi}^{\pi} \cos m\theta \cdot \cos n\theta \cdot d\theta = \begin{cases} 2\pi & (m=n=0) \\ \pi & (m=n>0) \\ 0 & (m \neq n) \end{cases}$$

$$\int_{-\pi}^{\pi} \cos m\theta \cdot \sin n\theta \cdot d\theta = 0$$

$$\therefore \int_{-\pi}^{\pi} u_{r0}(r, \theta) \cos n\theta \cdot d\theta = \frac{2\pi}{\epsilon_n} \sum_{s=1}^{\infty} A_{ns} \cdot J_n \left(\frac{\alpha_{ns}}{a} r \right) \dots\dots\dots(a)$$

$$n=0, 1, 2, \dots, \quad \epsilon_0 = 1, \quad \epsilon_n = 2 \quad (n \geq 1)$$

式(a)の両辺に $r \cdot J_n(\alpha_{ni}/a \cdot r)$ をかけて $(0, a)$ で積分する。このとき、 α_{ns}, α_{ni} が式(4.42)の根であることにより、Bessel 関数の直交条件から、

$$\int_0^a r J_n \left(\frac{\alpha_{ns}}{a} r \right) \cdot J_n \left(\frac{\alpha_{ni}}{a} r \right) dr = 0 \quad (s \neq i)$$

$$\begin{aligned} \int_0^a r J_n \left(\frac{\alpha_{ns}}{a} r \right) \cdot J_n \left(\frac{\alpha_{ni}}{a} r \right) dr \\ = \frac{1}{2} \left(\frac{a}{\alpha_{ns}} \right)^2 \{ \alpha_{ns}^2 + (ah)^2 - n^2 \} J_n^2(\alpha_{ns}) \quad (s=i) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \therefore \int_0^a \int_{-\pi}^{\pi} r \cdot u_{r0}(r, \theta) \cos n\theta \cdot d\theta \\ = \frac{\pi}{\epsilon_n} \left(\frac{a}{\alpha_{ns}} \right)^2 \{ \alpha_{ns}^2 + (ah)^2 - n^2 \} J_n^2(\alpha_{ns}) \cdot A_{ns} \dots\dots\dots(b) \end{aligned}$$

以上により、 A_{ns} はつぎのようになる。

$$\left. \begin{aligned}
A_{ns} &= \frac{1}{\pi a^2} \frac{\varepsilon_n \alpha_{ns}^2}{(\alpha_{ns}^2 + a^2 h^2 - n^2) J_n^2(\alpha_{ns})} \\
&\quad \times \int_0^a \int_{-\pi}^{\pi} \xi u_{r0}(\xi, \varphi) J_n\left(\frac{\alpha_{ns}}{a} \xi\right) \cos n\varphi d\varphi d\xi \\
B_{ns} &= \frac{1}{\pi a^2} \frac{\varepsilon_n \alpha_{ns}^2}{(\alpha_{ns}^2 + a^2 h^2 - n^2) J_n^2(\alpha_{ns})} \\
&\quad \times \int_0^a \int_{-\pi}^{\pi} \xi u_{r0}(\xi, \varphi) J_n\left(\frac{\alpha_{ns}}{a} \xi\right) \sin n\varphi d\varphi d\xi
\end{aligned} \right\} \cdots (4.46)$$

ただし, $\varepsilon_0 = 1, \varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \cdots = 2$

そこで実際に, 式(4.39)に $u_{r0}(r, \theta) = -u_{r1}(r, \theta)$ を考慮して, 式(4.46)により係数 A_{ns}, B_{ns} を計算してみれば, 結果はつぎのようになる。

$$\left. \begin{aligned}
A_{ns} &= \frac{2\varepsilon_n a \alpha_{ns}}{\pi(\alpha_{ns}^2 + a^2 h^2 - n^2)(ah + n)(n^2 - 1)} \frac{J_{n+1}(\alpha_{ns})}{J_n^2(\alpha_{ns})} \\
&\quad (n = 0, 2, 4, \cdots) \\
B_{1s} &= -\frac{a \alpha_{1s}}{(\alpha_{1s}^2 + a^2 h^2 - 1)(ah + 1)} \frac{J_2(\alpha_{1s})}{J_1^2(\alpha_{1s})} \\
B_{ns} &= 0 \quad (n \neq 1)
\end{aligned} \right\} (4.47)$$

(3) 単位跳躍入熱による非定常解

以上によって, 単位跳躍入熱による定常解 u_{r1} が式(4.39)により, また, 初期温度を $-u_{r1}$ として空気中に放置されたケーブルの非定常解が式(4.44), (4.47)により与えられることがわかった。したがって, 単位跳躍入熱 $\bar{f}(\theta)$ に対する非定常解 $u_{r, step}(r, \theta, t)$ は, θ を $\theta - \theta_0$ にもどせば, 式(4.48)で表わされることになる。

$$\begin{aligned}
u_{r, step}(r, \theta, t) &= u_{r1}(r, \theta) + u_{r2}(r, \theta, t) \\
&= \sum_{n=0,2,4,\dots} \frac{2\varepsilon_n a}{\pi(ah + n)(n^2 - 1)} \cos n(\theta - \theta_0) \\
&\quad \times \sum_{s=1} \frac{\alpha_{ns}}{\alpha_{ns}^2 + a^2 h^2 - n^2} \frac{J_{n+1}(\alpha_{ns})}{J_n^2(\alpha_{ns})} \left(e^{-(\alpha_{ns}/a)^2 \kappa t} - 1 \right) J_n\left(\frac{\alpha_{ns}}{a} r\right)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& - \frac{a}{ah + 1} \sin(\theta - \theta_0) \sum_{s=1}^{\infty} \frac{\alpha_{1s}}{\alpha_{1s}^2 + a^2 h^2 - 1} \frac{J_2(\alpha_{1s})}{J_1^2(\alpha_{1s})} \\
& \times \left(e^{-(\alpha_{1s}/a)^2 \kappa t} - 1 \right) J_1\left(\frac{\alpha_{1s}}{a} r\right) \dots\dots\dots (4.48)
\end{aligned}$$

4.4.3 任意の輻射入熱による応答

式(4.30)で与えられる単位跳躍入熱による非定常解 $u_{r,step}(r, \theta, t)$ が、式(4.48)で表わされることを利用すれば、式(4.29)で与えられる任意入熱に対する非定常解 $u_r(r, \theta, t)$ は、それをDuhamel 積分することによって求めることができる。

$$u_r(r, \theta, t) = \int_0^t f_0(\tau) \frac{\partial u_{r,step}}{\partial t}(r, \theta, t - \tau) d\tau \dots\dots (4.49)$$

ただし、

$$f_0(\tau) = h' I(\tau) \dots\dots\dots (4.50)$$

しかしながら、入熱強度 $f_0(\tau)$ のほかに、法線日射面の傾斜角 θ_0 もまた時間 τ の関数となっているから、式(4.49)の積分を実行しても、気温の変動による応答を計算したときのような簡単な漸化式が得られない。そこで、式(4.49)を数値積分の形で計算することを考える。時刻 τ において、強度が $f_0(\tau) \cdot \sin(\theta - \theta_0, \tau)$ で微小時間幅 $\Delta\tau$ の入熱パルスが与えられたとすれば、それによる時刻 t での応答値 $\Delta u_r(r, \theta, t - \tau)$ は次式で表わされる。

$$\begin{aligned}
\Delta u_r(r, \theta, t - \tau) &= f_0(\tau) \{ u_{r,step}(r, \theta, t - \tau) - u_{r,step}(r, \theta, t - \tau - \Delta\tau) \} \\
&= \sum_{n=0,2,4,\dots} \frac{2\epsilon_n a}{\pi(ah + n)(n^2 - 1)} \cos n(\theta - \theta_0, \tau) \cdot U_n(r, t - \tau) f_0(\tau) \\
&\quad - \frac{a}{ah + 1} \sin(\theta - \theta_0, \tau) \cdot U_1(r, t - \tau) f_0(\tau) \dots\dots\dots (4.51)
\end{aligned}$$

ただし、

$$\begin{aligned}
U_n(r, t) &= \sum_{s=1}^{\infty} \frac{\alpha_{ns}}{\alpha_{ns}^2 + a^2 h^2 - n^2} \frac{J_{n+1}(\alpha_{ns})}{J_n^2(\alpha_{ns})} J_n\left(\frac{\alpha_{ns}}{a} r\right) \\
&\quad \times \left(1 - e^{(\alpha_{ns}/a)^2 \kappa \Delta\tau} \right) e^{-(\alpha_{ns}/a)^2 \kappa t} \dots\dots\dots (4.52)
\end{aligned}$$

したがって、式(4.51)，(4.52)を用いて、 $\tau = 0$ から時間間隔 $\Delta\tau$ ごとに Δu_r を計算し、それを時刻 t までについて加え合せることになる。具体的な数値計算にあたっては、影響関数(4.52)が時間の経過とともに0に漸近するから、所要の精度に応じて履歴時間を設定すればよい。

ケーブルの平均温度については、式(4.51)，(4.52)を用いることにより、つぎのように表わすことができる。

$$\begin{aligned}\Delta \bar{u}_r(t-\tau) &= \frac{1}{\pi a^2} \int_0^a \int_0^{2\pi} \Delta u_r(r, \theta, t-\tau) r \cdot d\theta dr \\ &= -\frac{4}{\pi h} \bar{U}(t-\tau) f_0(\tau) \dots\dots\dots (4.53)\end{aligned}$$

ただし、

$$\begin{aligned}\bar{U}(t) &= \sum_{s=1} \frac{1}{\alpha_{os}^2 + a^2 h^2} \frac{J_1^2(\alpha_{os})}{J_0^2(\alpha_{os})} \left(1 - e^{-(\alpha_{os}/a)^2 \kappa \Delta t} \right) e^{-(\alpha_{os}/a)^2 \kappa t} \\ &\dots\dots\dots (4.54)\end{aligned}$$

第 5 節 数 値 計 算 法

4. 5. 1 数値計算の収束性

これまでに示したように、気温および日射の変動によるケーブルの温度応答は、Bessel 関数を含む級数解として表わされている。そこで、数値計算の収束性を確認するため、 $a = 3.0 \text{ cm}$, $\kappa = 9.2 \text{ cm}^2/\text{h}$, $h = 0.259 \text{ 1/cm}$ として、つぎのような数値実験を試みた。

気温の単位跳躍入力による応答式 (4.18) から、時刻 τ で与えられた単位パルスによる応答をつぎのように求める。

$$\Delta u_t(r, t - \tau) = \sum_{i=1} \frac{2ah}{\alpha_i^2 + a^2 h^2} \frac{J_0(\alpha_i/a \cdot r)}{J_0(\alpha_i)} \times \left(e^{(\alpha_i/a)^2 \kappa \Delta \tau - 1} \right) e^{-(\alpha_i/a)^2 \kappa (t - \tau)} \dots\dots\dots (4.55)$$

式 (4.55) で $r = a$, $t - \tau = \Delta \tau = 1$ として、パルス入力後 1 時間のケーブル表面における温度の計算値を、式 (4.14') の根 α_i の数に対してプロットしたものが図 - 4.3 である。70 項程度でほぼ収束していると思われるが、50 項だけとっても 70 項までとったときに比べて約 2% の誤差にしかない。

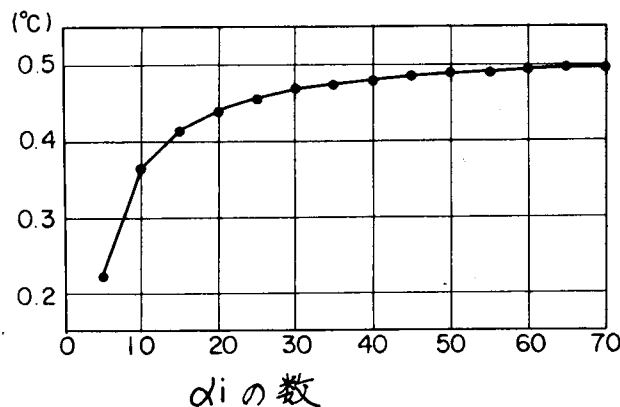


図 - 4.3 単位温度パルスによるケーブルの表面温度 (1 時間後)

日射の変動によるケーブルの温度応答式 (4.51), (4.52) は、Bessel 関数の階数 n と、それに対応する式 (4.42) の根に α_{ns} に関する二重級数で表わされている。この数値計算にあたっては、Duhamel の積分を単位パルスの重ね合せとして数値積分の形で適用する。式 (4.51), (4.52) より、単位パルスによるケーブル表面上の点 ($r = a$,

$\theta - \theta_0 = \pi/2$) の応答値はつぎのように書くことができる。

$$\begin{aligned} \Delta u_r(a, \theta_0 + \pi/2, t - \tau) = & \sum_{n=0,2,4,\dots} (-1)^{n/2} A_n U_n(a, t - \tau) \\ & + BU_1(a, t - \tau) \dots\dots\dots (4.56) \end{aligned}$$

ここに,

$$\left. \begin{aligned} A_n &= \frac{2\varepsilon_n a}{\pi(ah + n)(n^2 - 1)} \\ B &= -\frac{a}{ah + 1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.57)$$

式(4.42)の根 α_{ns} の個数と、式(4.56)の各項の収束状態の対応を図-4.4に示す。
 α_{ns} を50項までとったとき、 $n=1$ での収束性にやや問題があるが、他の階数 n については、図-4.3の結果と同等あるいはそれ以上の収束性を示している。

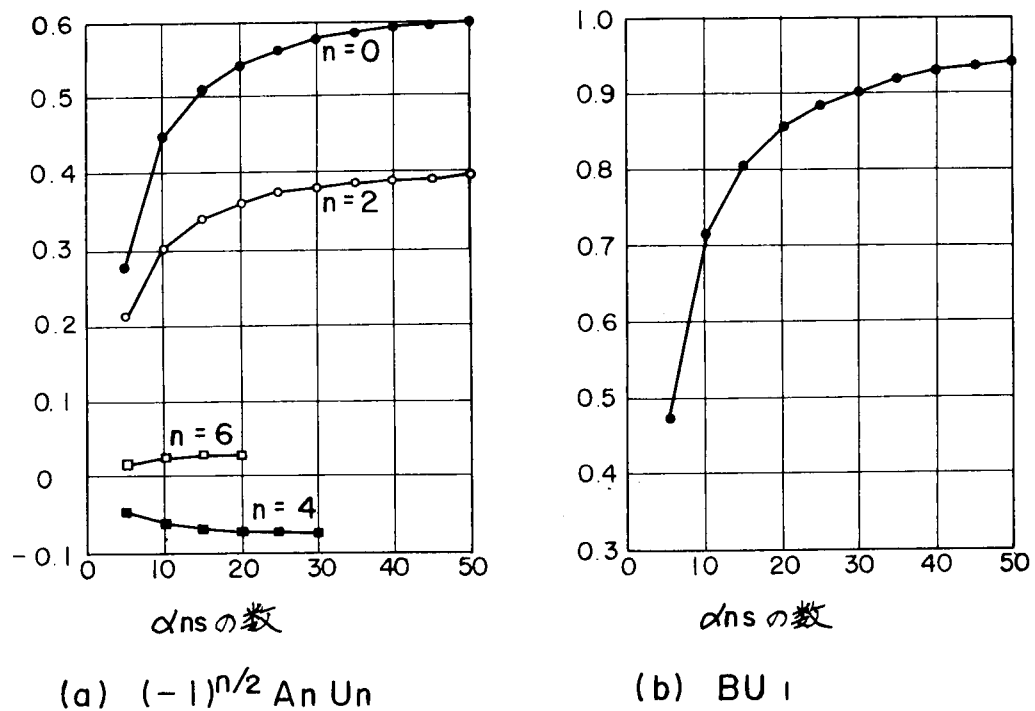
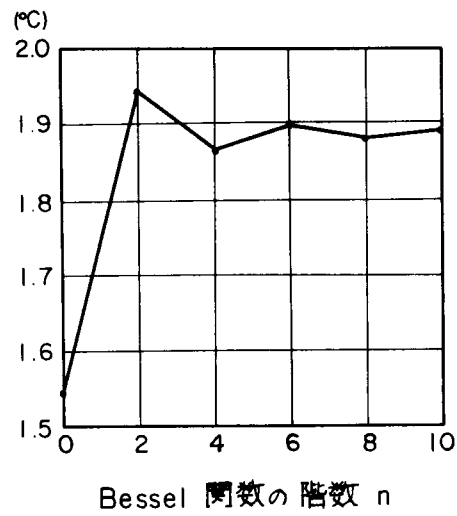
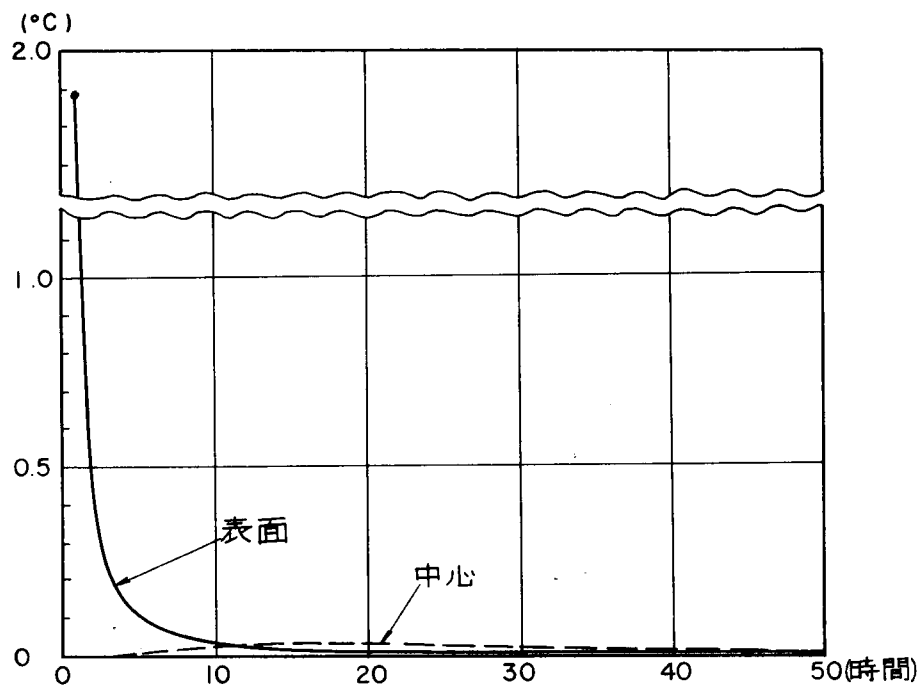


図-4.4 単位日射パルスによる影響値(1時間後)



図－4.5 単位日射パルスによるケーブル表面温度（1 時間後）



図－4.6 単位日射パルスによる温度履歴

図－4.5は α_{ns} を50項として階数 n と式(4.56)の収束性との関係を示したものであり、 $n=6$ 以上でほぼ収束していることがわかる。 $n=6$ としたときの結果は、 $n=10$ としたときに比べて0.4%以下の誤差である。

単位パルスによる応答値の経時変化は、図－4.6に示したとおりである。パルスが与えられた表面の温度は急激に低下し、20時間後にはその影響がほとんどなくなる。中心温度に与える単位パルスの影響は、表面温度に比べて小さいが、最大値はパルス入力後15時間程度のところで現われている。以上の結果により、計算の打切時間をパルス入力後40時間としても、実用上の精度には問題がないといえる。

4.5.2 日 射 量

地球上に到達する太陽エネルギーは、主として直達日射と散乱光に分類することができる。これまでに考えた、ケーブルが受ける輻射エネルギーの分布パターン(図－4.1)は、直達日射に対応するものである。一方、散乱光は地物にほとんど影をつくらず、時間による変化がきわめてゆるやかであることから、地物に比較的均一な加熱効果を与えるとされている。しかしながら、地物は夜間放射あるいは実効放射と呼ばれる輻射放熱によって熱を失なうので、昼間はこの両者がたがいに打消し合うものと見てよい。

任意の傾きをもつ面が受ける直達日射量 I は、次式で与えられる。¹²⁾

$$I = I_0 P^{\csc h_s} \{ \sin h_s \cdot \sin h_p + \cos h_s \cdot \cos h_p \cdot \cos (A_s - A_p) \} \quad \dots\dots\dots (4.58)$$

ここに、

- I_0 : 大気外の日射量
- P : 大気透過率
- h_s : 太陽高度
- A_s : 太陽方位角
- h_p : 受光面の法線高度
- A_p : 受光面の法線方位角

ただし、 I_0 は、地球の公転にともなって地球と太陽との距離が変化するために、太陽定数(1164 Kcal/m²・h)を中心として、±3.5%程度の年変動をする。また、 P は晴天のときで0.7～0.8である。式(4.58)で、 $h_p = h_s$ 、 $A_p = A_s$ とすれば、これは太陽に正対する法線面を表わすことになり、この面が受ける直達日射量 I_n は、つぎのように書ける

ことがわかる。

$$I_n = I_0 P^{\operatorname{cosech} h_s} \dots\dots\dots (4.59)$$

太陽高度 h_s および太陽方位角 A_s は次式で表わされる。

$$\sin h_s = \sin \varphi \cdot \sin \delta + \cos \varphi \cdot \cos \delta \cdot \cos T \dots\dots\dots (4.60)$$

$$\sin A_s \cdot \cos h_s = \sin T \cdot \cos \delta \dots\dots\dots (4.61)$$

ここに、

φ : 緯 度

δ : 太陽赤緯

T : 時 角

ただし、太陽赤緯は、地球の赤道面に対する太陽の偏角であり、北を正、南を負にとる。夏至で $+23^{\circ}26'$ 、冬至で $-23^{\circ}26'$ 、春分と秋分で 0° である。時角は真太陽時の正午を 0° とし、1時間を 15° として、午後はプラス、午前はマイナスで表わしたものである。

真太陽時 T_t と日本での中央標準時 T_s との関係は、均時差 E と当該地点での経度 L を用いればつぎのようになる。

$$T_t = T_s + E - (135 - L) / 15 \dots\dots\dots (4.62)$$

なお、均時差は真太陽時と平均太陽時の差である。

実際の数値計算にあたっては、後述の模型実験時に得た散乱光を含む水平面日射量の測定値から、ケーブル受光面の法線高度および方位角によって換算した受光面日射量を用いるとともに、 $P = 0.75$ 、 $I_0 = 1164 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h}$ として、式(4.58)によって得られる東京(東経 $139^{\circ}45'$ 、北緯 $35^{\circ}39'$)での理論日射量をも用いた。また、太陽赤緯および均時差には、文献13)より、各月ごとの平均値を算出し(表-4.1)、それを用いた。

表-4.1 太陽赤緯と均時差

月	太陽赤緯(°)	均 時 差(分)
1	-20.8	-8.6
2	-12.9	-13.4
3	-3.0	-8.3
4	9.6	-0.3
5	18.8	2.8
6	23.1	-0.4
7	21.2	-5.2
8	13.8	-3.6
9	3.0	4.3
10	-8.6	13.5
11	-18.3	14.4
12	-23.0	4.3

文献13)による月平均値

第 6 節 模 型 実 験

4. 6. 1 供 試 体

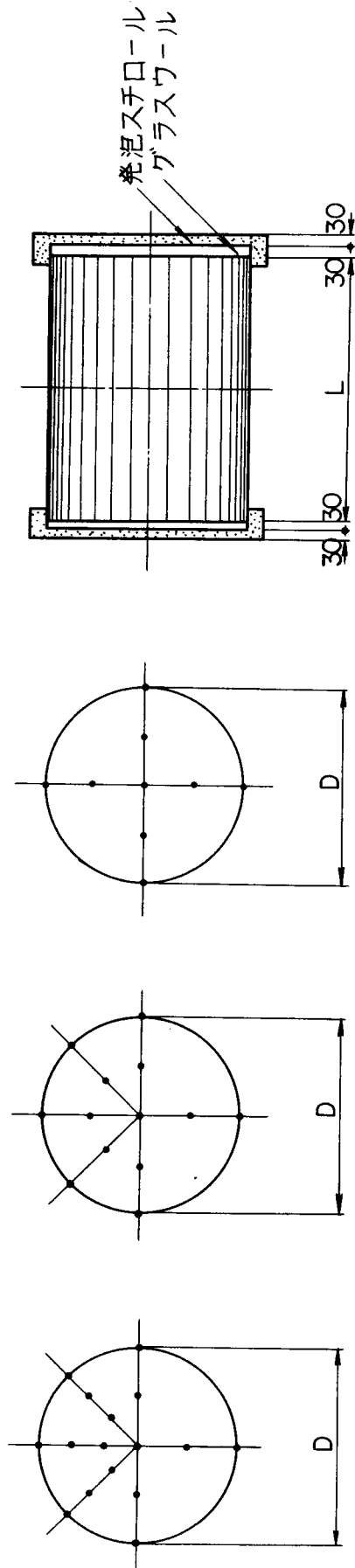
ケーブルの熱移動に関する物性値を推定するとともに、気温および日射の変動によるケーブルの温度応答を実験的に把握し、その追跡理論の妥当性の検証も兼ねて、大形模型による実験を行なった。

供試体は、5 mm 径の垂鉛メッキをしたピアノ線をたばねて平行線ケーブルとしたものであり、その諸元は図－4.7 に示すとおりである。これら 6 種類の供試体は、すべてその両端をグラスウールと発泡スチロールから成る 2 層の断熱壁で覆っており、ケーブル軸方向の熱移動を拘束している。これらのうち、直径 600 mm の供試体 M 4 1、M 4 2、M 5 0 は、外気温のステップ変動に対する応答実験に供したほか、M 4 1 は、直射日光を遮蔽した状態で屋外に放置することにより、外気温の任意の変動に対する応答実験に供し、M 4 2 と M 5 0 は、直射日光を受ける状態で外気温および直射日光の任意の変動に対する応答実験に供した。また、供試体 M 5 0 は、4 mm 径のなまし鉄線でラッピングを施したうえに、関門橋主ケーブルの場合と同様な仕様（表－4.2）で塗装したものである。すなわち、600 mm 径シリーズの模型は、M 4 1 で外気温応答に関する追跡理論の妥当性を確認し、M 4 1 と M 4 2 の比較で直射日光の影響を、また、M 5 0 と M 4 2 の比較でラッピングの影響を、それぞれ観察すべく設計されている。供試体 M 1 0、M 2 0 および M 3 0 は、外気温のステップ変動に対する応答実験のみに供したが、直径 100 mm の M 1 0 と M 2 0 は、供試体の長さの差による物性値の変動を調べる目的で設計されたものであり、他の供試体と合せて直径の差による影響を

表－4.2 塗 装 仕 様

塗 料	塗装回数
短ばく形ウォッシュ・プライマ	1 回
長油性フタル酸樹脂系さび止塗料	2 回
超長油性フタル酸樹脂系中塗塗料	2 回
長油性フタル酸樹脂系上塗塗装	1 回

温度測点断面



M42 M50

M41

M10 M20 M30

供試体名称	寸法 D x L (mm)	空隙率 (%)	備考
M10	100 x 300	19.5	ステップ応答
M20	100 x 500	19.5	ステップ応答
M30	300 x 800	17.2	ステップ応答
M41	600 x 800	20.5	ステップ応答 気温応答
M42	600 x 800	20.5	ステップ応答 気温日射応答
M50	600 x 800	20.5	ステップ応答 気温日射応答 (ラジエント塗装付)

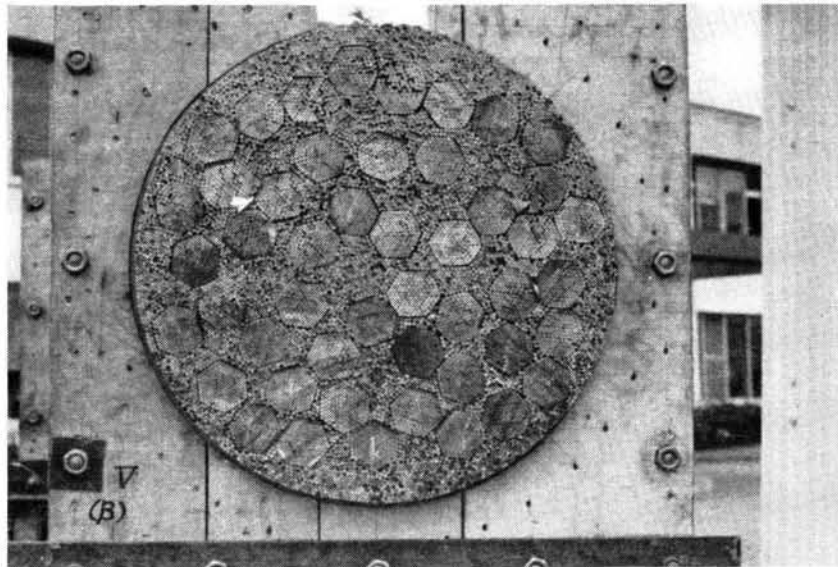
注1) 図中の・印は温度測定点を示す。

注2) 供試体 M50 の塗装仕様は関門橋と同じである。

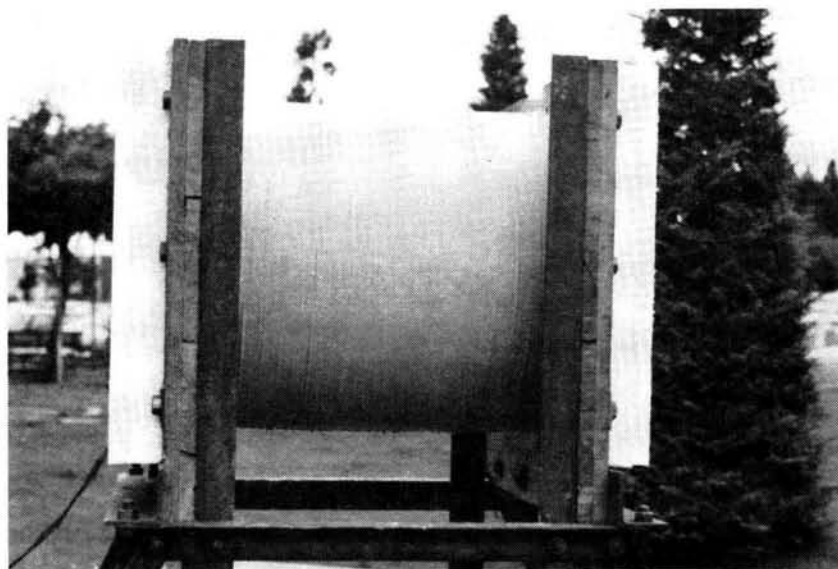
図-4.7 供試体諸元

調べようとしたものである。

供試体の空隙率は、図－4.7に示したとおり17～20％であり、これは関門橋の実績17～21％に見られるように、長大吊橋としての平均的な値に設定されていると考えてよい。また、すべての供試体の中央断面には、熱電対（クロメル・アルメル）が埋設しており、それを温度測定に使用しているが、熱電対を埋込む素線は、工作上的都合により軟鋼線としている。供試体M50を写真－4.1，4.2に示す。



写真－4.1 組立中の供試体（M50）



写真－4.2 供試体（M50）

4. 6. 2 実験方法

(1) 実験の種類および測定方法

実験の種類は表－4.3に示すとおり，外気温のステップ変動に対する応答測定実験と，外気温の任意変動あるいは外気温と日射の任意変動に対する応答測定実験の2種類とした。ケーブル温度の測定には，素線に埋込んだ熱電対を用い，それを熱電自動接点切換器（12接点×4チャンネル）を介して熱電温度記録計（測定範囲－10℃～90℃，零点内蔵式）に接続し，温度を自動記録した。外気温についても同様な方法で同時に記録し，エプレー式日射計およびベックマン式日射計を用いて，実験期間の一部について全天日射量を測定した。

表－4.3 実験の種類・期間

実験種類	実験期間
ステップ温度応答実験	昭和50年2月 5日～ 3月29日
外気温・日射応答実験	昭和49年9月20日～10月30日

(2) ステップ温度応答実験

外気温のステップ変動による応答実験は，ケーブルの熱移動に関する基本的な定数である熱拡散率 κ および熱放散率 h を求めるためのものである。

実験方法はすべての供試体について共通であり，その手順はつぎのようなものである。ケーブルに外気温のステップ変動を与えるためには，恒温室を2室準備し，一方を低温に，他方を高温に保持し，ケーブル供試体を低温室から高温室へすみやかに移動させればよい。しかしながら，実験場所に恒温室が1室しかなかったので，それを高温用恒温室として使用し，それに隣接する別室を低温用恒温室として利用した。まず，供試体を移動台車にのせて低温室に放置し，ケーブルを低温に保つ（写真－4.3）。実験時期を2～3月に選んだので，外気温の変動は0℃～10℃であり，夜間から早朝にかけて低温室の室温を調整し，さらに場合によっては扇風機でケーブル表面の空気を攪乱することにより，ケーブル内を±0.5℃の範囲内で均一な温度にすることができた。そのときのケーブ

ル温度は、供試体によって異なるが4℃～10℃であった。

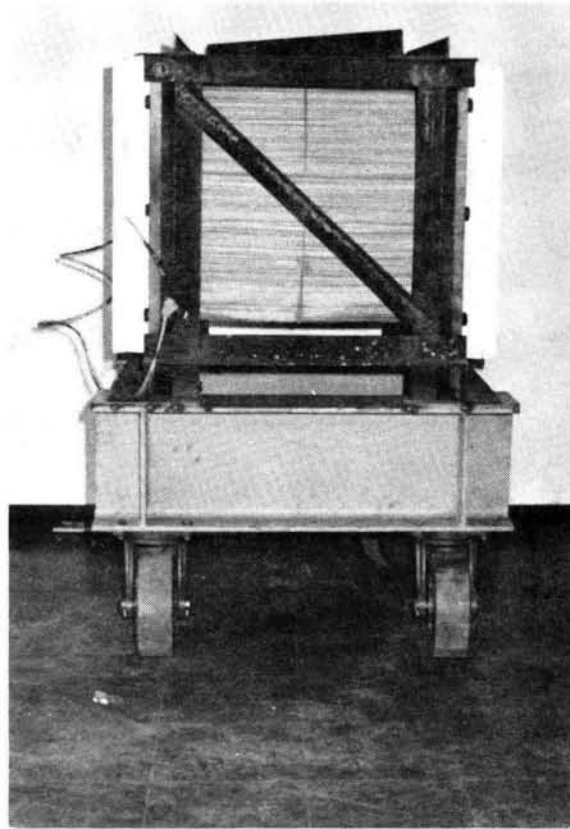


写真-4.3 供試体と移動台車

その状態で台車を恒温室内へ移動させて、外気温のステップ変動を与えた。恒温室内の温度は25℃を目標にして管理したが、空調設備の感度の問題もあって、およそ15分周期で±1℃前後の変動をした。しかしながら、これは与えた温度ステップ15℃～22℃に比べて十分小さく、恒温室が一定温度に保たれたと考えてもさしつかえない程度のものといえる。恒温室内でも扇風機を用いて空気を攪乱し、低温の薄い空気層がケーブル表面に密着するのを防いだ。

ケーブル温度が室温に漸近し、かつ断面内で一様となるのに、直径100mmの供試体で約10時間、直径600mmの供試体では80時間以上を要した。この実験は、M10、M20(100mm ϕ)およびM30(300mm ϕ)を1グループとしたほか、各供試体ごとに各2回ずつ、合計8回行なった。

(3) 外気温・日射応答実験

外気温および日射の変動に対する応答実験には、直径600mmの供試体M41、M42およびM50を用いた。これらの供試体を、写真-4.4に示すように、支持フレームの上にのせ、地上約1.5mの高さに保持した。

供試体M41（ラッピングなし）は、直射日光を遮蔽するためのスレート造りの小屋の中に設置したが、内部の通風を確保するために、小屋はその前面を全開、側面の壁を一部取除いた構造としてある。

供試体M42（ラッピングなし）とM50（ラッピング・塗装付）は、外気温とともに直射日光の変動による温度応答を調べるためのものであるから、小屋の外に置いたが、このとき、供試体が日影に入らないように注意するとともに、磁石を用いてケーブル軸を南北に一致させるように配慮した。

外気温測定用の2対の熱電対を小屋の中に設置し、ケーブルの温度測定用熱電対45点とあわせて、熱電自動接点切換器に接続し、熱電温度記録計により連続的に温度記録を行った。測定期間は昭和49年9月20日～10月30日である。また参考のため、実験期間の一部で、エブレー式全天日射計およびベックマン式全天日射計に電位差計を用いて日射量を測定した。



写真-4.4 実験状況

4. 6. 3 実験結果および考察

(1) 熱拡散率 κ および熱放散率 h

外気温のステップ変動に対する応答実験結果を図-4.8, 4.9に示す。ただし、図中の計算値は、以下に述べる方法によって求められた熱拡散率 κ と熱放散率 h を用いて、式(4.18)により計算したものである。

外気温のステップ変動に対する応答結果から、熱拡散率 κ および熱放散率 h を求めるためには、いくつかの手法が考えられる。その1つは、外気温が単位跳躍関数として入力されたときのケーブル中心温度の理論解(4.20)をLaplace変換することによって、インピーダンス関数 $Z(s)$ を求めるとともに、実測によって得られた時間-中心温度曲線を数値積分の形でLaplace変換してインピーダンスを求め、両者の対応性から κ , h を求めようとするものである。しかしながら、この方法の最大の欠点は、インピーダンス関数 $Z(s)$ を求めるときに、 s の範囲の設定がむずかしく、場合によっては満足すべき値が得られないところにある。

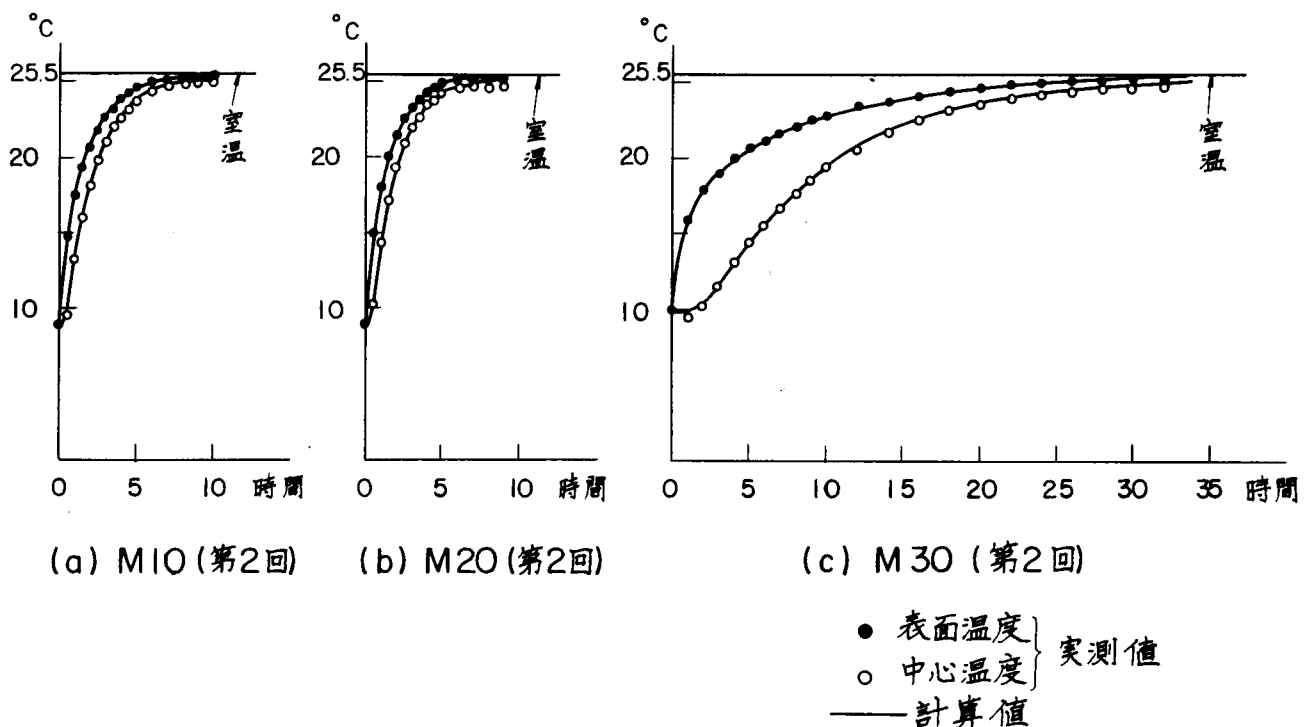
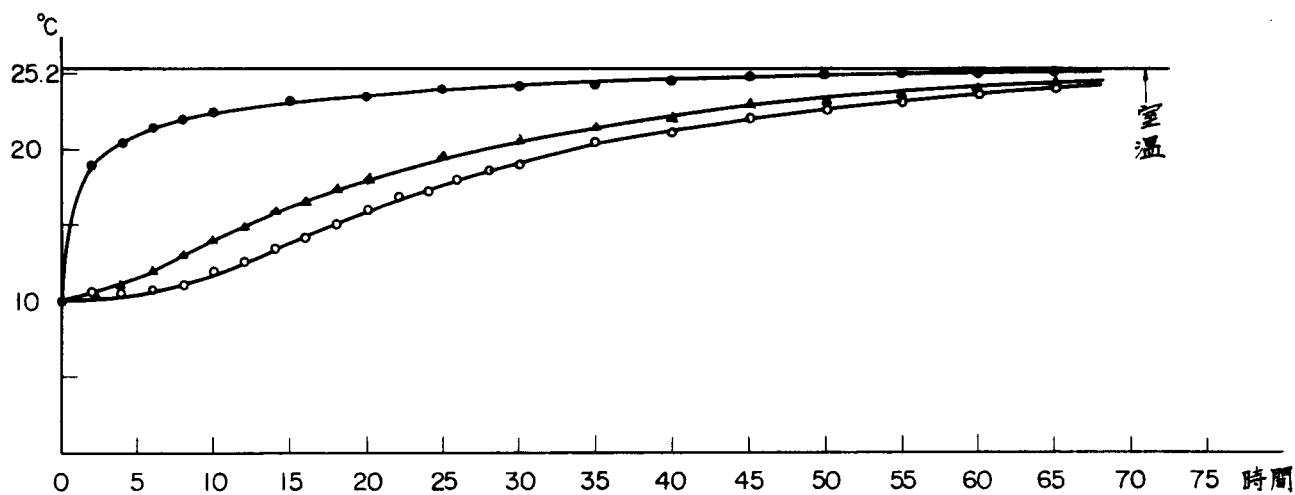
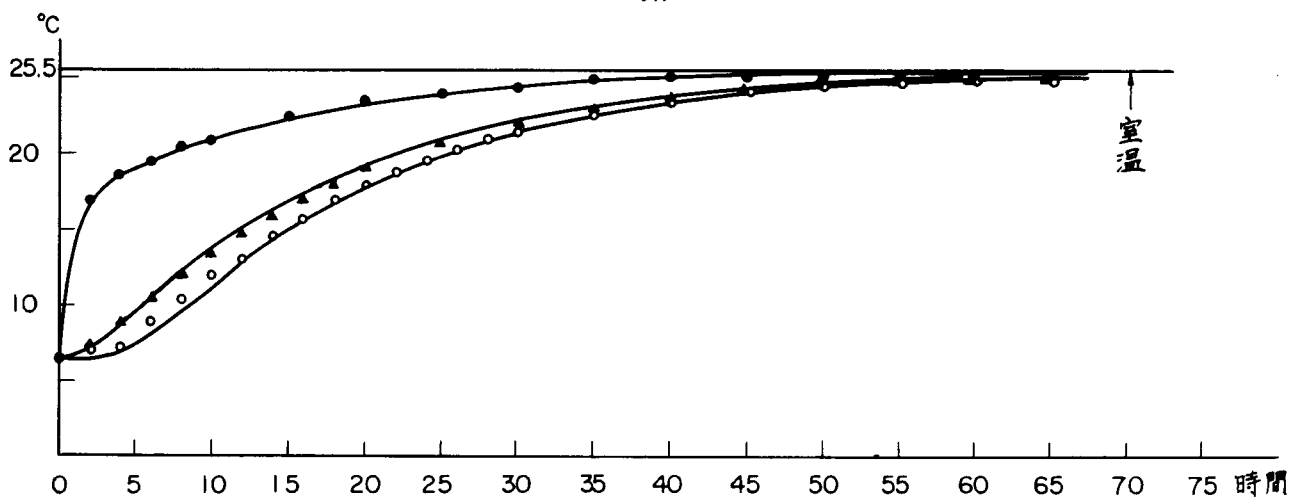


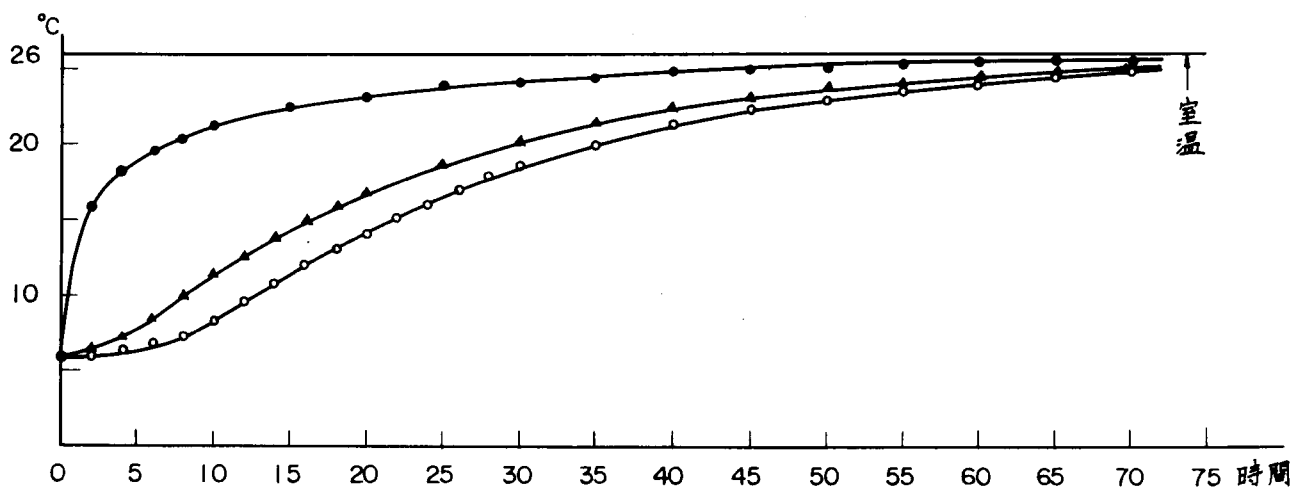
図-4.8 ステップ温度応答結果(その1)



(a) M41 (第2回)



(b) M42 (第1回)



(c) M50 (第2回)

図 - 4.9 ステップ温度応答結果 (その2)

● 表面温度
 ▲ R/2点温度
 ○ 中心温度

— 計算値

} 実測値

第2の方法は、 h が外気温とケーブル表面温度の差に対するケーブル表面での温度勾配の比であることに注目したものである。すなわち、実測値をもとにして、断面内の温度分布曲線を定めて表面での温度勾配を求め、その時の外気温と表面温度の差に対する比をとれば、それがその時刻における h を表わしている。このようにして、各測定段階ごとに求められた h の平均値をもって熱放散率とするのである。一方、熱拡散率 κ については、ケーブルの中心温度を表わす理論式(4.20)を用いて、

$$A = \int_0^{\infty} (1 - u_{t,step}^c) dt \quad \dots\dots\dots (4.63)$$

なる積分を実行すると、

$$\kappa = \frac{2ah^3}{A} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{1}{\alpha_i^2 (\alpha_i^2 + a^2 h^2) J_0(\alpha_i)} \quad \dots\dots\dots (4.64)$$

として κ が与えられる。したがって、ケーブル中心温度の実測結果を用いて A を計算し、さきに定まった h を上式に代入してやれば κ が求まることになる。この方法は、簡単な数値計算によって κ 、 h が求められるという利点を有するものの、微妙な測定誤差が結果に大きく影響するという問題を含んでいる。

第3の方法は、非線形最適化問題解決のための一手法であるSUMT (Sequential Unconstrained Minimization Technique) を応用したものである。すなわち、ケーブルの中心、表面および中間の3点に注目し、それらの点での実測温度と計算温度の差の2乗和を、すべての測定段階について総和したものを目的関数 $F(\kappa, h)$ として選んで、その極小点を求めるという方法である。この方法によれば、前記の二者に比べて、数値計算のためのマシン・タイムがやや長くなるという欠点はあるが、常に安定した解が得られる。

表-4.4は実験結果をまとめたものである。熱拡散率 κ は、供試体M42を除いて、およそ $10 \text{ cm}^2/h$ 前後となっており、炭素鋼の $\kappa \div 500 \text{ cm}^2/h$ に比べてきわめて小さい。すなわち、ケーブルの温度応答性能は、構成要素である素線に比べて、きわめて低いことを示している。

供試体M42は、外気温・日射応答実験のため、約4.5か月の間、戸外に放置したものであるが、これと同条件のM50の熱拡散率が $\kappa = 10.62 \text{ cm}^2/h$ で他の供試体と同程度となっているのに対して、M42では $\kappa = 15.36 \text{ cm}^2/h$ と大きくなっている。これは、ラッピング、塗装の有無による影響であろうと思われる。すなわち、M42にはラッピン

表-4.4 ステップ温度応答実験の結果

名 称	寸 法 (mm)	初 期 温 度 (℃)	温度ステップ (℃)	熱拡散率 κ (cm^2/h)	熱放散率 h ($1/\text{cm}$)
M10	100 ϕ ×300	4.5	22.0	8.30	0.179
		9.0	16.5	7.80	0.198
				8.05	0.189
M20	100 ϕ ×500	4.0	22.5	11.47	0.139
		9.0	16.5	9.89	0.180
				10.68	0.160
M30	300 ϕ ×800	5.0	21.5	9.62	0.163
		10.0	15.5	10.11	0.143
				9.87	0.153
M41 ¹⁾	600 ϕ ×000	10.0	15.2	9.05	0.300
		10.0	15.2	9.34	0.218
				9.20	0.259
M42 ²⁾	600 ϕ ×800	6.5	19.0	15.99	0.125
		6.0	20.5	14.72	0.120
				15.36	0.123
M50 ³⁾	600 ϕ ×800	9.0	17.0	10.56	0.136
		6.0	20.0	10.68	0.159
				10.62	0.148

注) 各供試体とも上段, 中段, 下段は, それぞれ第1回実験結果, 第2回実験結果, 2回の平均値を示す。

- 1) 外気温応答に使用(ラッピングなし)
- 2) 外気温・日射応答に使用(ラッピングなし)
- 3) 外気温・日射応答に使用(ラッピング・塗装付)

グおよび塗装が施されておらず, 長期間の戸外放置によって, ケーブル内部の素線表面に錆が発生し, これが素線間の熱伝達の向上に寄与していると考えられる。この現象は, ケーブルを一種の保温材料とみれば説明がつく。一般に, 保温材料は実質内に多くのすきまを有し, そのため熱伝導率はきわめて低いが, これを圧縮してすきまを減少させてやれば熱伝導率は向上する。素線表面に発生した錆の効果は, 保温材料に圧力を加えて内部のすきまを減少させてやる効果と相似であると考えればよい。実際の吊橋ケーブルでは, それ

がラッピングされ塗装されるまでに相当な期間を要することから、これと同様な現象が出ていると考えてよからう。

M 4 2 以外の供試体の熱拡散率 κ については、ケーブル直径の差による影響は見受けられない。また、M 1 0 と M 2 0 の結果だけからでは、供試体の長さによる影響、すなわち、断熱材の効果については明らかにならなかった。

熱放散率 h については、 $h = 0.12 \sim 0.30 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{cm}$ の値が得られている。熱放散率は、前述したように、表面伝達率を熱伝導率で除した値であり、表面伝達率は、固体を流体の中に置いたときに、固体表面と流体の間に発生する熱移動に関する係数であるから、固体の表面形状や流体の種類、流速などによって微妙に影響される。本実験で得られたデータのばらつきは、恒温室内で使用した扇風機による風のあてぐあいに影響されたものと思われる。

(2) 外気温の変動に対する応答

気温の変動に対する応答結果の一部（10月23日～10月26日）を図-4.10に示す。温度応答の一般的なパターンとして、表面温度は気温に対して1～2時間ほど位相がずれて追随しているものの、中心温度の位相のずれは12時間に達しており、しかも温度振幅はきわめて小さいことがわかる。

これらの結果のうち、ケーブル表面上の2点、すなわち、天空に向う点②と、大地に正対する点④の温度応答に注目してみれば、点②では実測値と計算値がよく一致しているのに対し、点④では計算値に比べて実測値の温度振幅が小さくなっていることがわかる。これは、計算値がケーブル表面におけるニュートン型放熱のみを境界条件としているのに対し、実際には、ケーブルがその表面を通して、放射線を放射あるいは吸収することによっても、熱の受渡しを行なっていることによる。この実験の場合には、太陽からの放射線は遮断された状態になっているので、ケーブル自身の放射放熱と、大地あるいはケーブルを覆っている屋根材、壁材からの放射入熱が問題となる。点②では、ケーブルの放射放熱が、屋根材からの放射入熱によって相殺されており、点④については、昼間では放射放熱に比べて大地からの放射入熱が小さく、夜間ではそれが逆転していると考えられる。点②～④に直交する点①、③では、測定結果は計算値に対しておおむね良い一致を示しているが、その傾向としては、点②と点④の中間に位置するものと見ることができる。

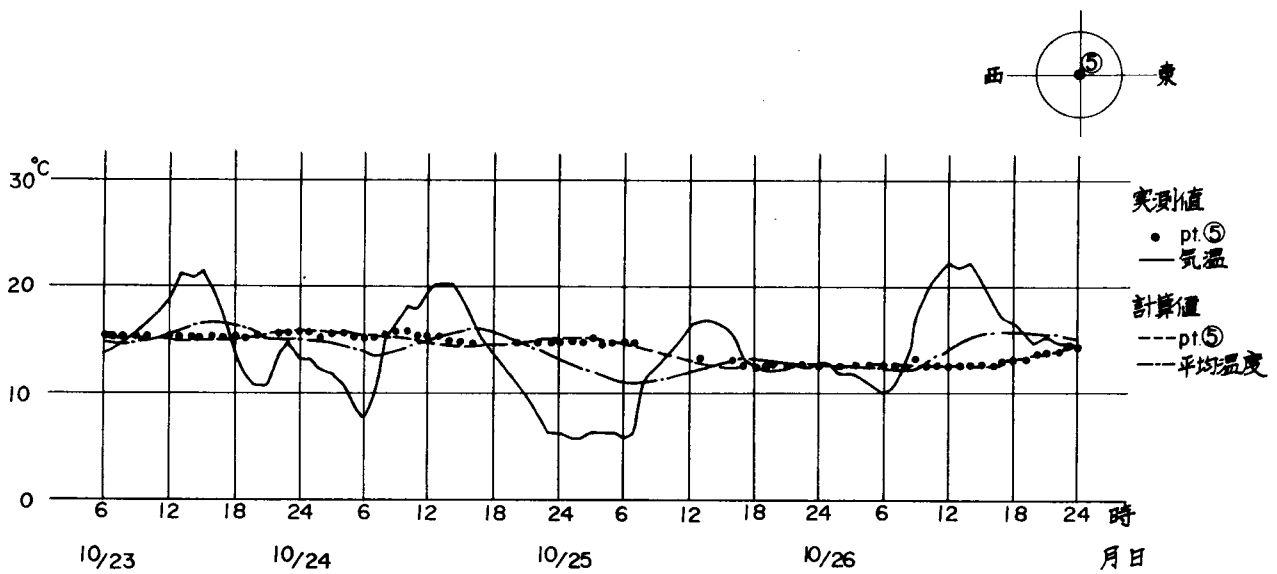
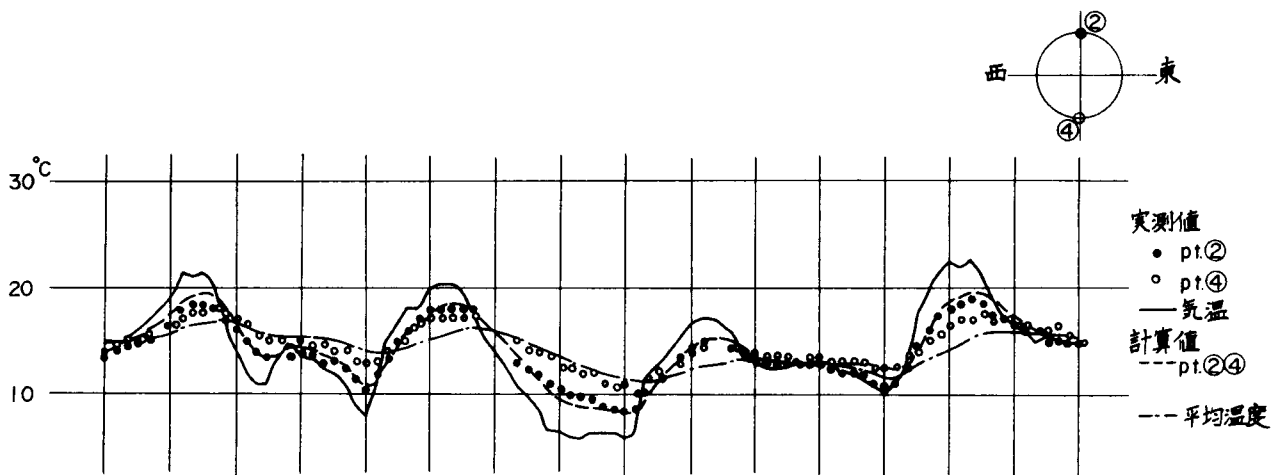
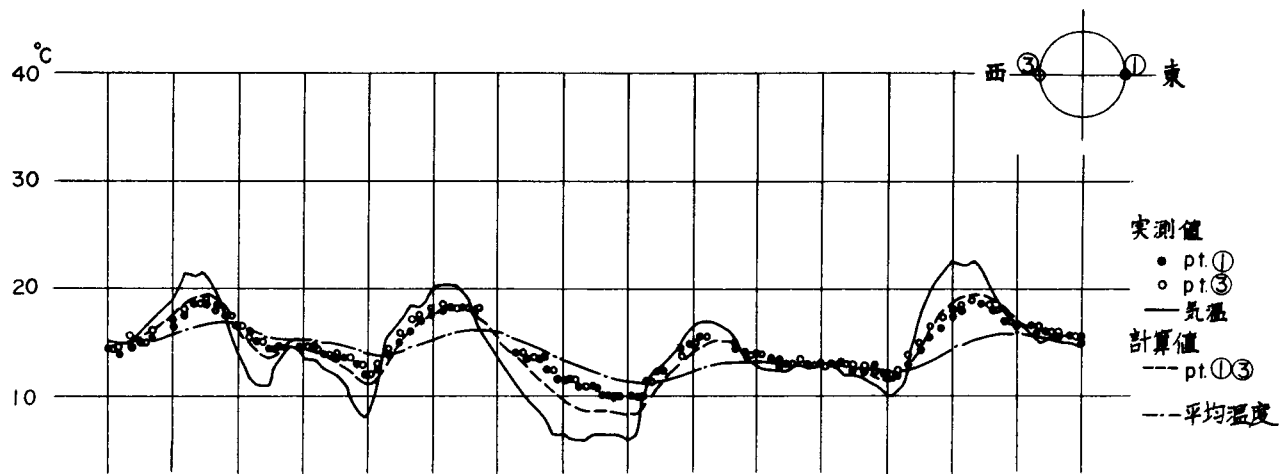


図 - 4.10 気温応答実験結果 (M 4 1)

(3) 外気温・日射の変動による応答

屋外実験期間の一部について日射量を測定した。図-4.11はそのうちの10月21日（晴時々曇）と10月24日（快晴）を選んで、そのときにエプレー型日射計で測定された水平面日射量と、大気透過率を $P=0.75$ として、式(4.58)で計算される直達日射量の理論値を示したものである。ただし、実測量は散乱光も含んだ全天日射量であり、計算値は直達日射量であるから、このデータだけからは、大気透過率を $P=0.75$ としたことの妥当性は確認できないが、散乱光も含んだ日射量の経時変化を示す1つのパラメータとしての意味は十分にあると思われる。

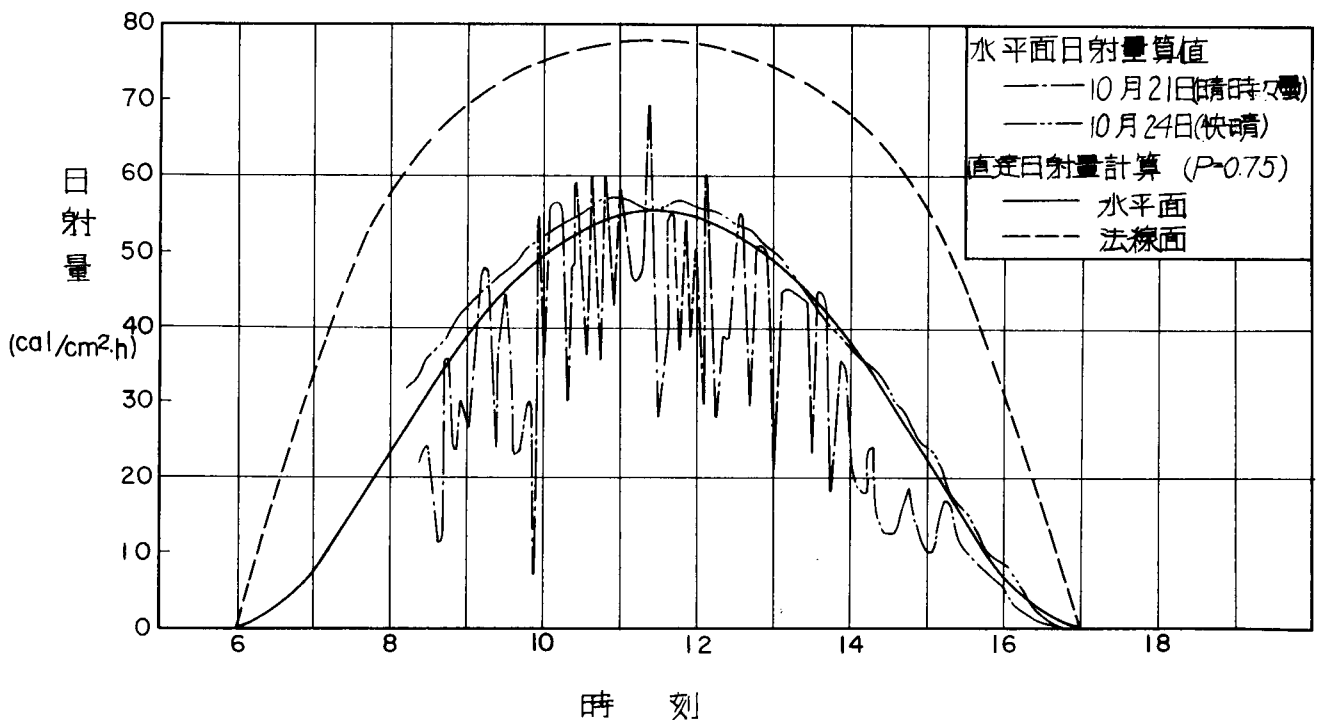
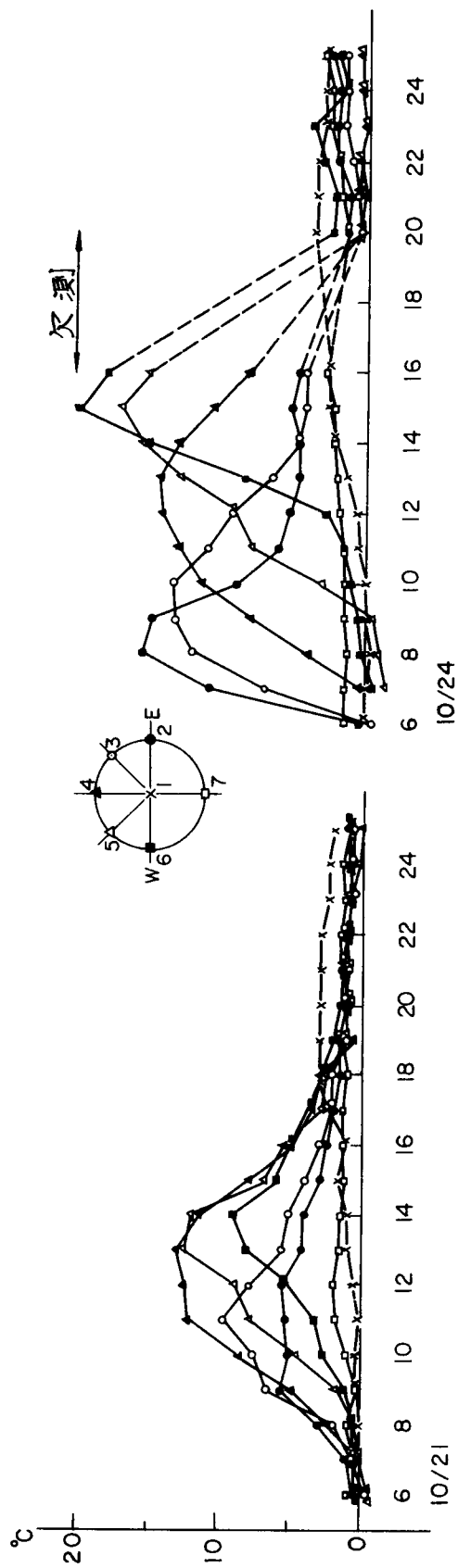
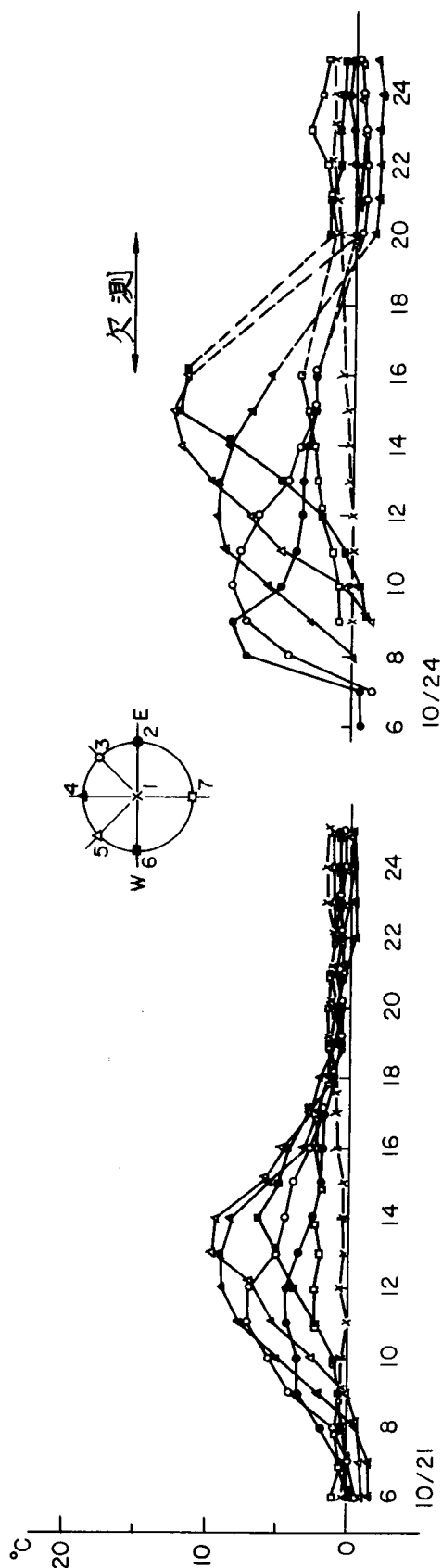


図-4.11 日射量

日射の変動による応答を計算するためには、式(4.50)における熱吸収率 h' を知る必要がある。日射については、気温のような跳躍入力を実験的に与えることが困難なことから、この値をつぎのようにして推定した。ケーブルへの輻射熱入力、太陽からの輻射入熱と、ケーブル表面からの輻射放熱の差であると考えることができる。供試体M41を用いて行なった外気温応答実験の結果によれば、地表からの輻射を受けるケーブルの下側



(a) 供試体 M42 (ラッピングなし)



(b) 供試体 M50 (ラッピング塗装付)

図-4.12 日射の変動によるケーブルの温度

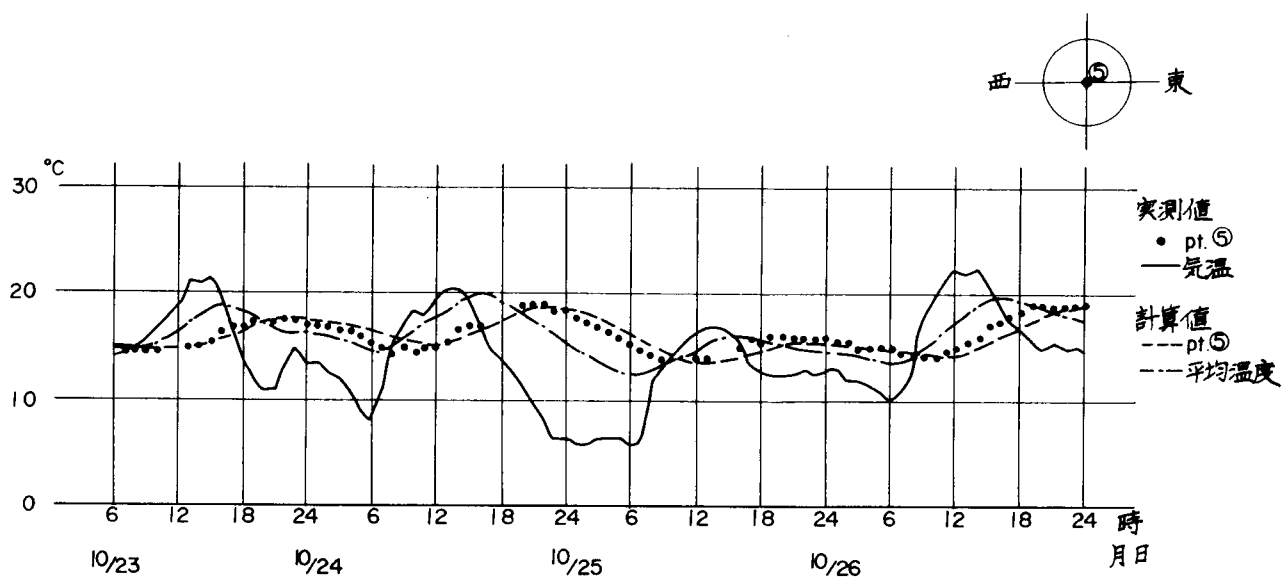
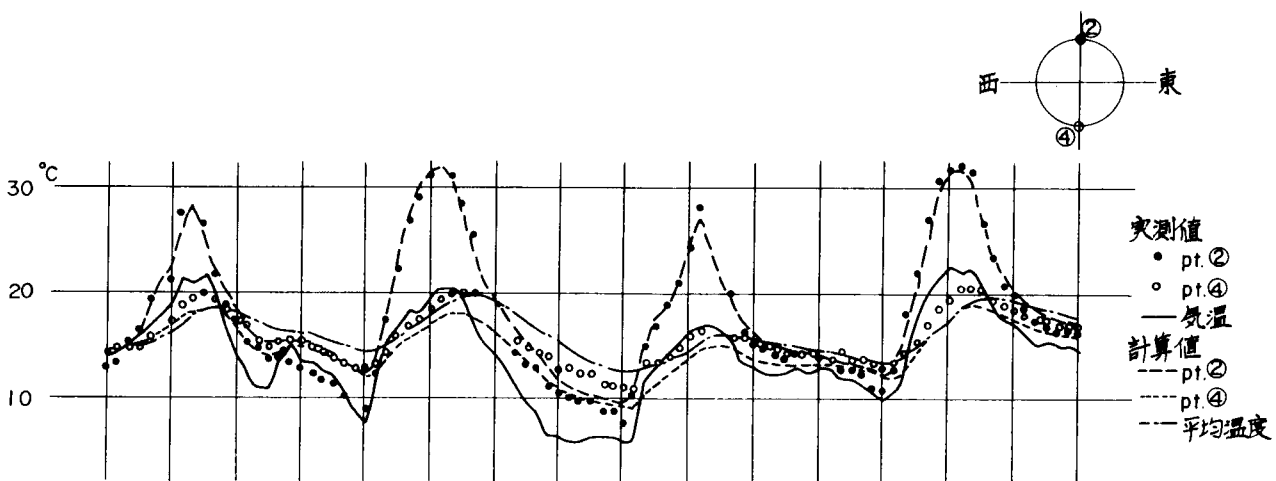
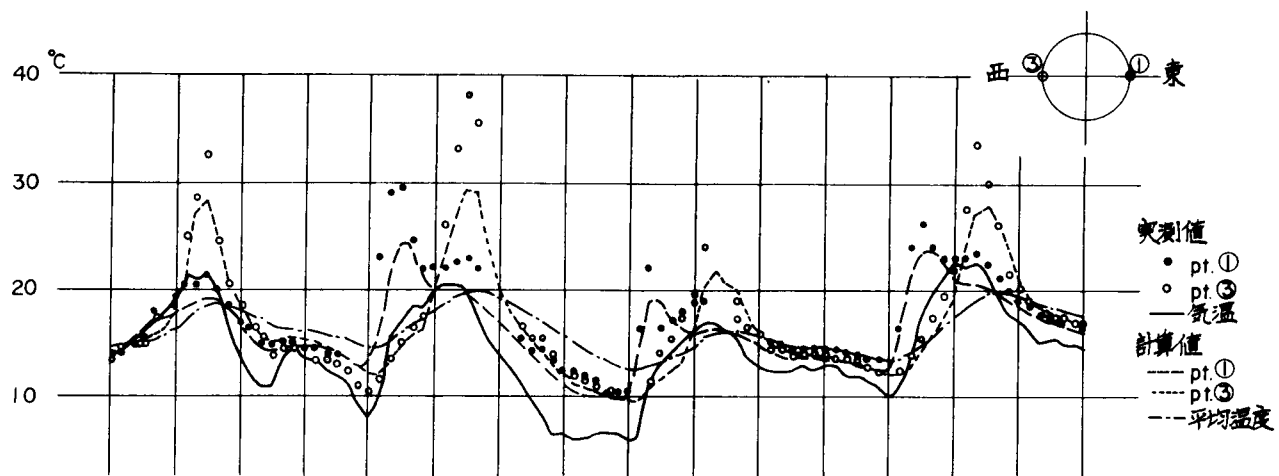


図 - 4. 13 気温・日射応答実験結果 (供試体 M 4 2)

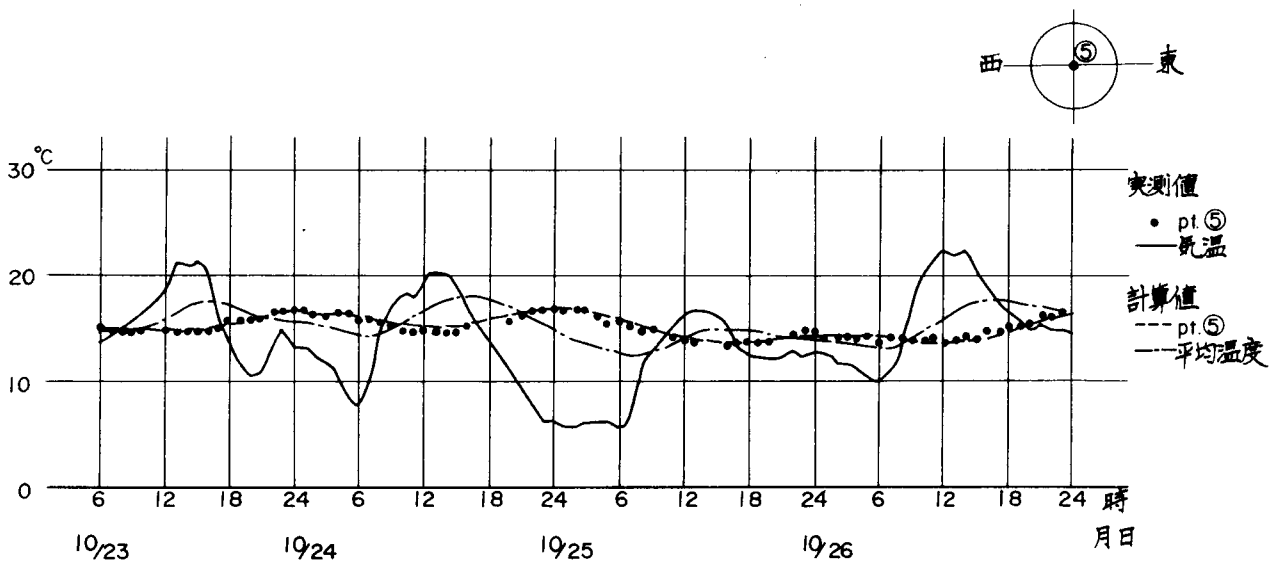
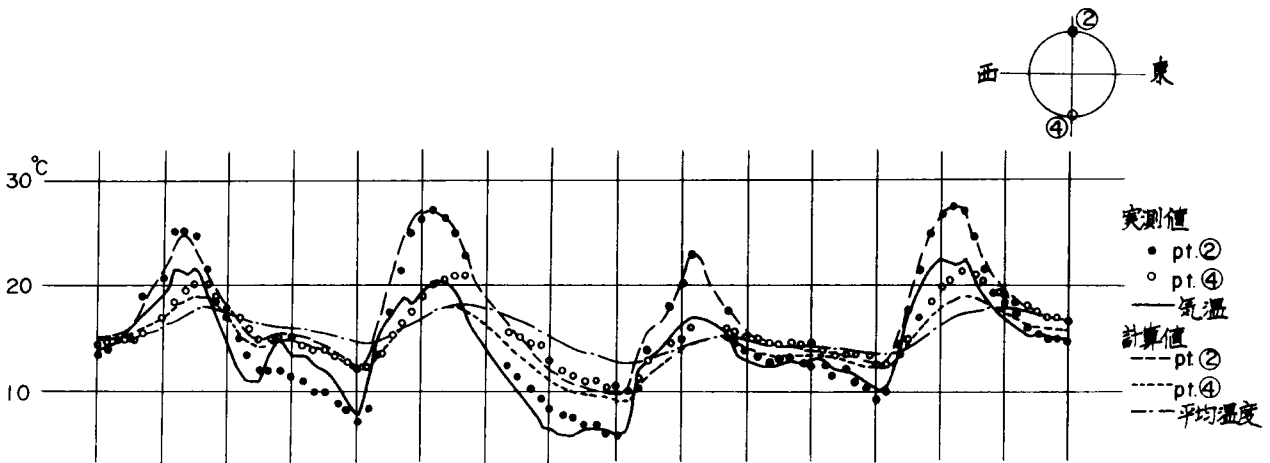
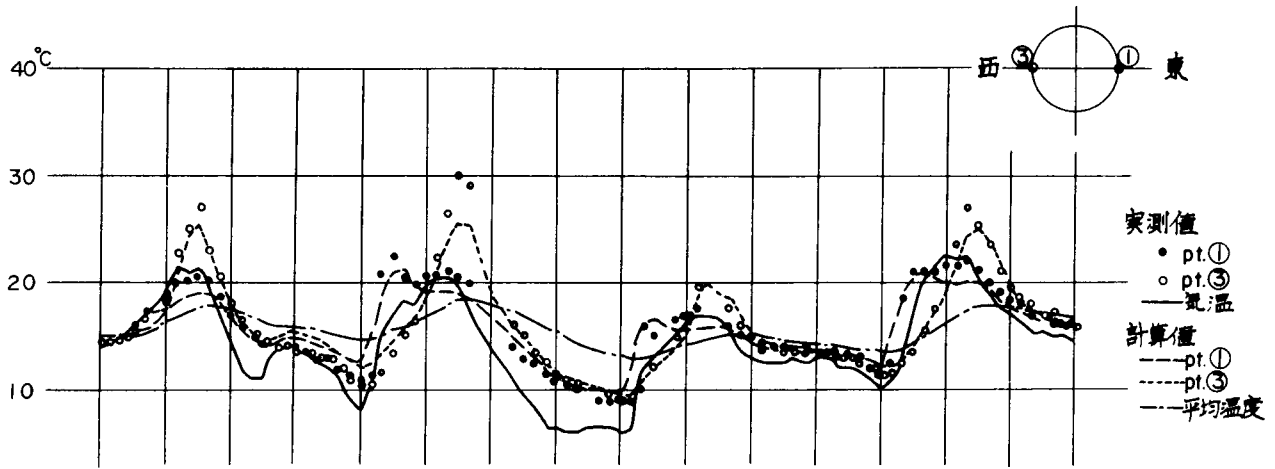


図 - 4.14 気温・日射応答実験結果 (M50)

表面を除いて、式(4.23')は実際の温度応答をよく表わしていることが確認できた。そこで、天空に向うケーブル上側表面の応答に注目し、供試体M42(ラッピングなし)とM50(ラッピング・塗装付)を用いて行なった外気温および日射の変動に対する応答実験の結果のうち、日射量の不規則な変動が小さい快晴の日(10月24日)の応答結果から、気温のみの変動による応答計算値を差引いたものが輻射入熱による応答値であると考えて熱吸収率 h' を推定した。このように考えて整理した実験結果の一部を図-4.12に示す。図には、晴時々曇の10月21日の結果も示してある。これらの結果より、日射の影響は夜半まで残るが、早朝には無視し得る程度に消滅していることがわかる。この結果を用いて推定した熱吸収率 h' は、ラッピング・塗装のないM42で、 $h' = 5.5 \text{ cm} \cdot h \cdot ^\circ\text{C}/\text{Kcal}$ 、ラッピング・塗装付の供試体M50で、 $h' = 4.5 \text{ cm} \cdot h \cdot ^\circ\text{C}/\text{Kcal}$ となり、ラッピング・塗装の効果が現われている。

気温・日射の変動によるケーブル温度の測定結果と、実測日射量を用いたそれらに対する計算値を合せて示したものが図-4.13、4.14である。2種類の供試体M42とM50の応答パターンには本質的な差が見られない。ケーブル上側表面の点②の結果を見れば、図示した期間(10月23日～10月26日)の昼間では実測値と計算値がよく一致しており、10月24日の結果から推定した熱吸収率 h' の値の妥当性を裏付けている。

点②の夜間における測定値は計算値を若干下まわっている。これはケーブル表面からの輻射放熱によるものであり、気温のみの応答実験では、スレート屋根からの輻射入熱がこれを相殺していたものと考えられる。ケーブルの地表面側の点④では、気温応答実験の結果と異なり、昼夜を問わず実測値が計算値をやや上まわっている。これは、大地の夜間放射の影響とともに、昼間においては、太陽からの放射線が大地に反射して、ケーブルの地表面側表面に、輻射熱を与えることの影響を受けているためと推察される。

点②～④に直交するケーブル表面上の点①、③での測定結果には、特異な現象が見受けられる。東側表面の点①の温度は、日の出とともに急激に上昇し、ピークを過ると急激に降下する。西側表面の点③では、午後に同様な傾向が見られ、それらのピークは計算値に比べてかなり大きな値を示しており、しかも、日射をもっとも強く受ける点②の温度ピークに比べて、同等あるいはそれ以上となっていることなどである。このような現象は、快晴の10月24日の結果によく出ているが、当日の日射状態は、図-4.11に示したとおり、このような現象を発生させるようなものではない。しかも、この実験で用いた日射計

は、いわゆる全天日射計であり、直達日射以外の散乱光もキャッチする。したがって、このような現象は、日射計でつかまえられなかったエネルギーによるものであり、朝夕で輻射線の入射角が小さいこともあって、地表で反射した輻射線がその原因になっていると推察される。

これを確認するために、場所を変えてつぎのような実験を試みた。発泡スチロールをはり合せて120 mmの厚さとした板から直径600 mmの円板を作り、その円周上に厚さ3.2 mmの矩形鋼片を配置したものを供試体として、円板の軸を南北に合せるように地上1.5 mの高さに設置した。快晴の日（昭和50年9月2日）を選んで、鋼片の温度を熱電対（アルメル・クロメル）で測定したところ、図-4.13、4.14の結果とまったく同じ傾向を認めることができた。

これらの結果に現われている特異性のうち、輻射放熱による夜間のケーブル表面温度降下はともかくとして、空中に張渡された実際の吊橋ケーブルでは、地表面からの反射エネルギーに起因する現象は大きくないであろう。ただし、熱の表面伝達を支配する要因の1つである風の影響は、地上実験よりある程度大きく現われることが予想されるが、全体として、これまでに述べた温度応答の追跡方法は、妥当な値を与えるものといえよう。

第 7 節 ケーブルの温度応答特性に伴う設計上の問題点

吊橋ケーブルの温度応答性能が、一般の鋼構造部材に比べて、きわめて低い水準にあることを示したが、これに関連して、吊橋を設計するうえでの問題点について、若干の考察を試みたい。数値計算には、直径 600 mm の平行線ケーブルを想定して、模型実験で得られた諸定数 ($\kappa = 10.62 \text{ cm}^2/h$, $h = 0.148 \text{ }^1/cm$, $h' = 45 \text{ cm} \cdot h \cdot ^\circ\text{C}/\text{Kcal}$) を用い、1 時間ごとの気温観測結果 (1973 年 東京) および大気透過率を $P = 0.75$ としたときの理論日射量 (東京) をもとにした。

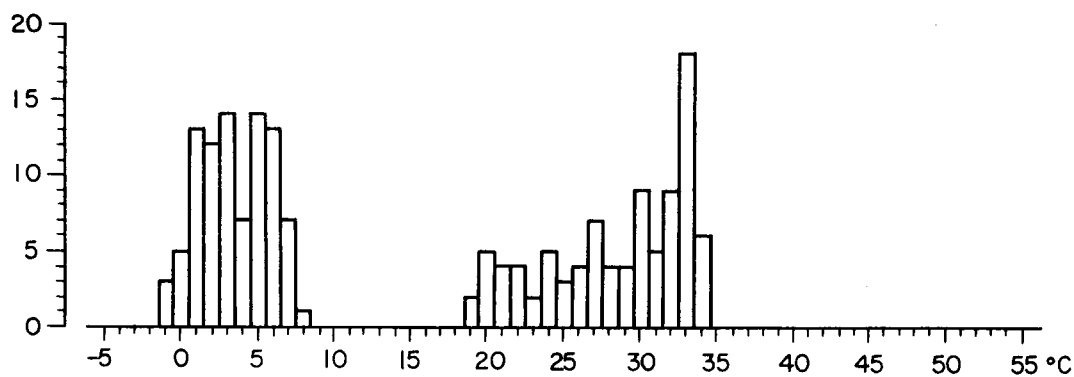
(1) 吊橋の設計温度

吊橋の設計温度荷重は、設計基準温度に対する温度変化として規定され、各部材の温度応力の算定は、与えられた温度変化に対応するケーブルの伸縮にその基礎を置いている。本州四国連絡橋上部構造設計基準 (1979)¹⁴⁾ では、道路橋示方書・共通編¹⁵⁾ と同じく、 $\pm 30^\circ\text{C}$ としている。

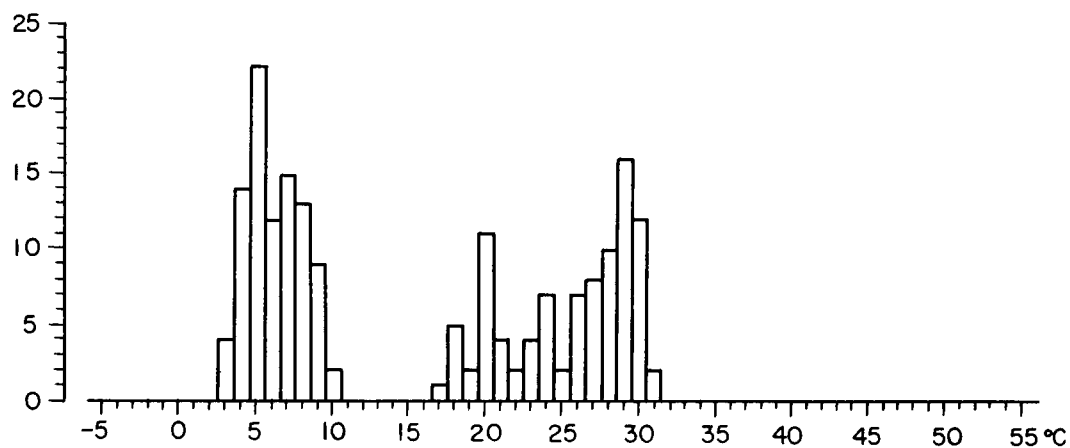
ところで、すでに見たように、ケーブルの伸縮を支配する断面内平均温度は、ケーブルの低い温度応答性能のため、日射の影響を考慮に入れても、気温の変動幅に比べて温度応答の振幅が小さい。そこで、夏 (6～8 月)、冬 (12～2 月) の各 3 か月について、気温および日射の変動によるケーブルの温度応答を計算してみた。結果は図 - 4.15 に示すとおりであり、気温の年変動幅 35°C ($-1 \sim 34^\circ\text{C}$) に対して、ケーブルの表面温度は 45°C ($2 \sim 47^\circ\text{C}$) の年変動をするが、ケーブルの平均温度の年変動幅は 31°C ($4 \sim 35^\circ\text{C}$) となって、気温変動幅の 90% 弱である。

また、過去のデータより、日本各地の気温の年変動幅を調べたもの¹⁶⁾ が、表 - 4.5, 4.6 である。気温の変動幅には地域による差がほとんどなく、平均的に見ておよそ 30°C であり、記録的な変動幅を見ても、特殊な例を除いて 45°C 前後である。

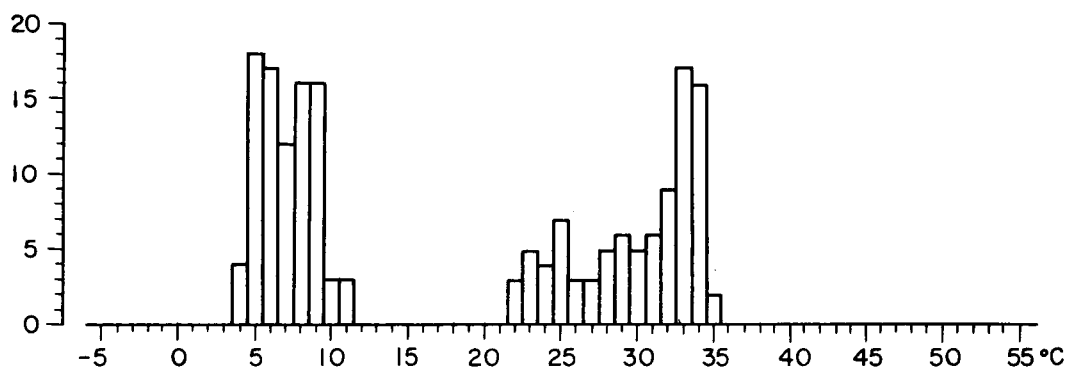
2 ヒンジ補剛吊橋の場合には、設計応力の中に占る温度応力の割合は一般に小さい。これを関門橋¹⁷⁾ についてみればつぎのようになる。この場合にも、温度変化を $\pm 30^\circ\text{C}$ としている。たとえば、補剛トラスの弦材断面は、中央径間では主として風荷重 + 温度変化で、また側径間では活荷重 + 温度変化によってそれぞれ決定されているが、いずれの場合でも、温度応力は設計応力に対して約 6% である。このことは、温度変化を $\pm 20^\circ\text{C}$ まで



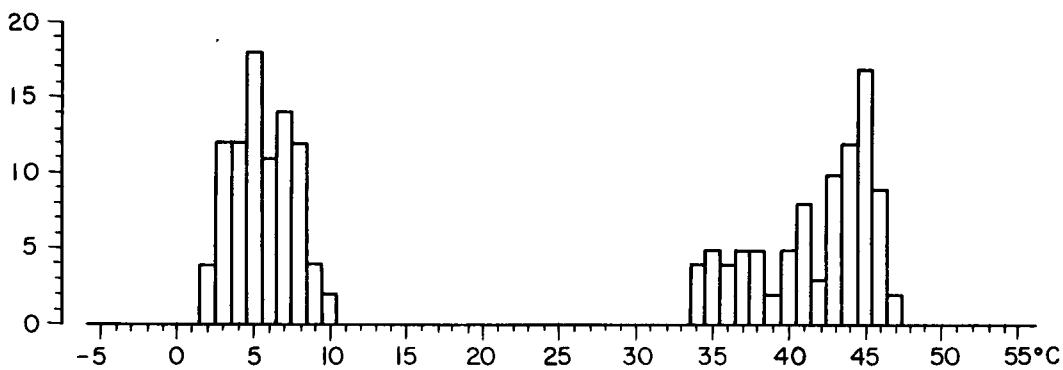
(a) 日最高気温および日最低気温



(b) 気温の変動によるケーブル平均温度(日最高値および日最低値)



(c) 気温・日射の変動によるケーブル平均温度(日最高および最低値)



(d) ケーブル表面温度(日最高値および日最低値)

図 - 4.15 気温およびケーブル温度の頻度分布

低減させても、弦材応力は2%程度の減少を示すにすぎないことを意味している。

しかしながら、連続補剛吊橋の場合には、補剛トラスの断面を中間支点付近で集中的に配置する必要もあって、ケーブル形状の変化に対する中間支点上での補剛トラス応力の感受性を高める結果になっている。南備讃瀬戸大橋の試設計（3径間連続補剛吊橋270m + 1100m + 270m）によれば、ケーブル直径は1197mm、補剛トラスの断面二次モーメントは、支間部の8.4m⁴に対して中間支点上で24.8m⁴であり、中間支点上の弦材断面は後死荷重+活荷重+温度変化（±30℃）で決定されている。たとえば、弦材断面の設計軸力は、後死荷重によるもの2000t、活荷重によるもの5000t、温度変化

表-4.5 日最高気温・日最低気温の月平均値（1941～1970年平均）

（単位 ℃）

地 名	日 最 高 気 温	年 平 均 気 温	日 最 低 気 温	気 温 変 動 幅
稚 内	22.2（8月）	6.3	-8.2（2月）	30.4
東 京	31.0（8月）	15.0	-0.4（1月）	31.4
神 戸	31.6（8月）	15.5	1.2（1月）	30.4
岡 山	32.0（8月）	14.5	-1.3（1月）	33.3
広 島	31.1（8月）	15.5	0.2（1月）	30.9
鹿 児 島	32.0（8月）	17.0	2.0（1月）	30.0

表-4.6 気温の最高および最低記録

（単位 ℃）

地 名	最 高 記 録	最 低 記 録	気 温 差
稚 内	31.3（1946. 8. 22）	-19.4（1944. 1. 30）	50.7
東 京	38.4（1953. 8. 21）	-9.2（1876. 1. 13）	47.6
神 戸	37.6（1914. 8. 6）	-6.4（1936. 1. 18）	44.0
岡 山	37.2（1942. 7. 24）	-8.9（1963. 1. 24）	46.1
広 島	36.8（1962. 7. 27）	-8.6（1917. 12. 28）	45.4
鹿 児 島	37.0（1942. 8. 1）	-6.7（1923. 2. 28）	43.7

によるもの1000tの合計8000tであり、温度変化による影響は設計軸力の12.5%に達している。したがってこの場合には、ケーブル平均温度の変動に関する上記の考察により、設計に使用する温度変化の範囲を±20℃とすれば、弦材軸力を約4%減少させることになり、とかく大型化しがちな中間支点上部材の設計に有利に作用する。

これらの結果を総合すれば、設計応力に占る温度応力の割合が小さい2ヒンジ吊橋の場合とはともかくとしても、その割合が大きくなる連続補剛吊橋の場合には、設計温度変化の範囲に再考の余地が残されており、少なくとも本文で考察した直径600mm以上のケーブルの場合には、その温度変化の範囲を±20℃とすれば十分であろうと思われる。

(2) ケーブルの二次応力

ケーブルはその平均温度の変動に伴って伸縮し、それによるケーブルの形状変化は、ケーブル張力の変化をひき起こす。それと同時に、ケーブルを構成する各素線には、その素線温度とケーブル平均温度の差に応じて二次応力が発生する。このような断面内温度差による二次応力については、架設中のケーブルでは、日照の方向が変化することによって、大きなねじれが発生することにより緩和される傾向にあるが、吊橋完成後のケーブルでは、ケーブルバンドの位置で素線間のスリップが拘束されるとともに、吊材張力によってねじれも拘束されると考えられるから、上述の温度差によるひずみがそのまま二次応力に変換されるとみてよい。

ケーブルの平均温度の変化に伴う単径間吊橋の変位 $\eta(x)$ 、ケーブル水平反力の変動 H_t は、線形化撓度理論によれば、つぎのように表わすことができる。¹⁸⁾

$$\eta(x) = -H_t \frac{8f}{H_d} \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{x}{\ell} \left(1 - \frac{x}{\ell} \right) - \frac{1}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c(\ell/2 - x)}{\cosh c\ell/2} \right\} \right] \quad \dots\dots\dots (4.65)$$

$$H_t = - \frac{(\ell/8f^2) r \Delta t L T}{\frac{2}{3} - \frac{8}{c^2 \ell^2} \left(1 - \frac{\tanh c\ell/2}{c\ell/2} \right) + \frac{1}{8\lambda}} \quad \dots\dots\dots (4.66)$$

ここに、

ℓ : 支間長

f : サグ

γ : 線膨脹係数

Δt : 温度変化

H_d : 死荷重によるケーブル水平反力

E_c, A_c : ケーブルの弾性係数および断面積

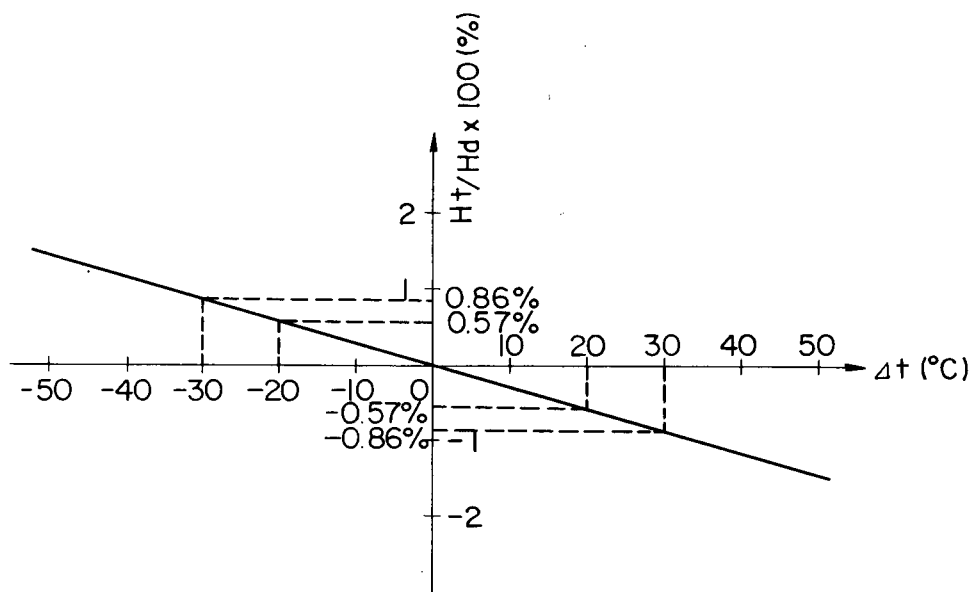
E, I : 補剛トラスの弾性係数および断面二次モーメント

$$\left. \begin{aligned} c\ell &= \ell \sqrt{\frac{H_d}{EI}} \\ \lambda &= \frac{f^2}{H_d \ell} \cdot \frac{EcAc}{LE} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.67)$$

また、 LE, LT は単径間吊橋についてはつぎのようになる。

$$\left. \begin{aligned} LE &\doteq \ell \left(1 + 8 \frac{f^2}{\ell^2} \right) \\ LT &\doteq \ell \left(1 + \frac{16}{3} \frac{f^2}{\ell^2} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.68)$$

これらの式に、関門橋の諸元を用いて計算した、ケーブル水平反力の変動を図－4.16に示す。温度変化の範囲を±30℃とすれば、ケーブル水平反力の変化は、死荷重反力に対して1%弱となることがわかる。

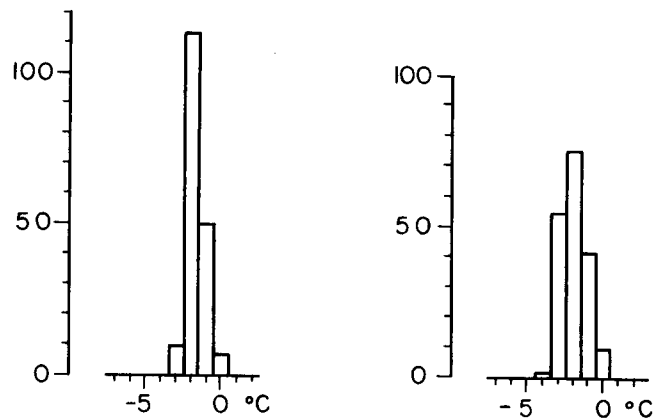


図－4.16 ケーブル平均温度の変動とケーブル水平反力

つぎに、断面内の温度差によって発生する二次応力 σ_t は、注目する素線の温度とケーブル平均温度の差を $\Delta t'$ とすれば、素線の弾性係数 $E_c = 2.0 \times 10^6 \text{ Kg/cm}^2$ 、線膨脹率 $\gamma = 1.2 \times 10^{-5} \text{ 1/}^\circ\text{C}$ に対して次式で表わされる。

$$\sigma_t = -\gamma \Delta t' E_c = -24 \Delta t' \dots\dots\dots (4.69)$$

この温度差 $\Delta t'$ は、これまでに行なった数値計算あるいは模型実験より明らかとなり、ケーブル表面あるいはケーブル中心に配置された素線について大きくなる。そこで、直径600mmのケーブルについての数値計算結果から、 $\Delta t'$ の日最低値、すなわち正の温度応



表面温度と平均温度の差 中心温度と平均温度の差

図-4.17 ケーブル断面内温度差(日最低値)

力に変換される温度差に関する頻度分布をとれば、図-4.17のようになる。これにケーブル表面からの夜間放射の影響を考慮して $\Delta t' = -10^\circ\text{C}$ とすれば、断面内温度差による二次応力は $\sigma_t = 240 \text{ Kg/cm}^2$ に達する。これは、平行線ケーブル用ワイヤの許容引張応力度を $\sigma_{ta} = 6400 \text{ Kg/cm}^2$ としたとき、その約4%に相当するから、前述したケーブルの形状変化に伴う応力変動とも合せて注意する必要がある。

第 8 節 ケーブルの温度応答特性に伴う施工誤差の検討

4. 8. 1 吊橋のモデル化

前節では、ケーブルの材料性能の 1 つである温度応答特性を、吊橋設計上の立場からながめたときに問題となる温度荷重の設定について、若干の考察を加えた。本節では、これを施工管理の面からながめたときの問題点について検討を加えたい。

ケーブルの張渡し形状は、吊橋の形状を支配する代表的なパラメータである。そこで、ケーブルの張渡しが完了すると、その形状をサグ測量によって確認し、所定の路面形状が得られるように吊材の長さを精算するという方法が一般的に用いられる。このようなサグ測量は、ケーブルに対する日射の影響がなく、外気の温度変化が少ない深夜から早朝にかけて行なわれ、接触型温度計を用いてケーブル表面の温度を測定して、測量結果に対する温度補正を行なうのが普通のやり方である。ところがすでに見たように、ケーブルの温度応答性能が、一般の構造用鋼材に比べてきわめて低いことにより、サグ測量の時間帯を上記のように選んでも、ケーブルの伸びを支配する断面内平均温度とケーブル表面温度にはかなりの差がある。このことは、サグ測量結果に対する温度補正が十分に行なわれないことを意味し、それがサグ測量時に発生する誤差の 1 つとなって、吊橋に導入される結果となる。

この影響を評価するために、数値計算の対象として 3 径間対称吊橋を選び、以下のようにして構造をモデル化した。

- 1) 無次元パラメータ $c\ell = \ell\sqrt{H_d/EI}$ は、主径間長にほぼ比例して増加することから、係数 c は主径間長に無関係な定数と考えてよい。この係数 c を文献 19) より $c = 0.015 \pm 0.004$ と定め、数値計算にはその平均値と上下限値の 3 種類を用いることにした。
- 2) 補剛トラスの支間・トラス高比は、図 - 4. 18 に示されるように、二、三の例外を除いて $\ell/h = 60 \sim 120$ の範囲に分布しており、とくに $\ell/h = 80$ 前後が多い。ここでは、 $\ell/h = 80$ としてトラス高 h を定めることにした。
- 3) 主径間でのサグ比を $f_2/\ell_2 = 1/10$ とし、死荷重強度およびケーブルの水平反力 H_d が全径間を通じて一定であるとして、側径間のサグを $f_1 = f_2 \cdot (\ell_1/\ell_2)^2$ のように定めた。また、両径間のスパン比を $\ell_1/\ell_2 = 1/4$ とした。

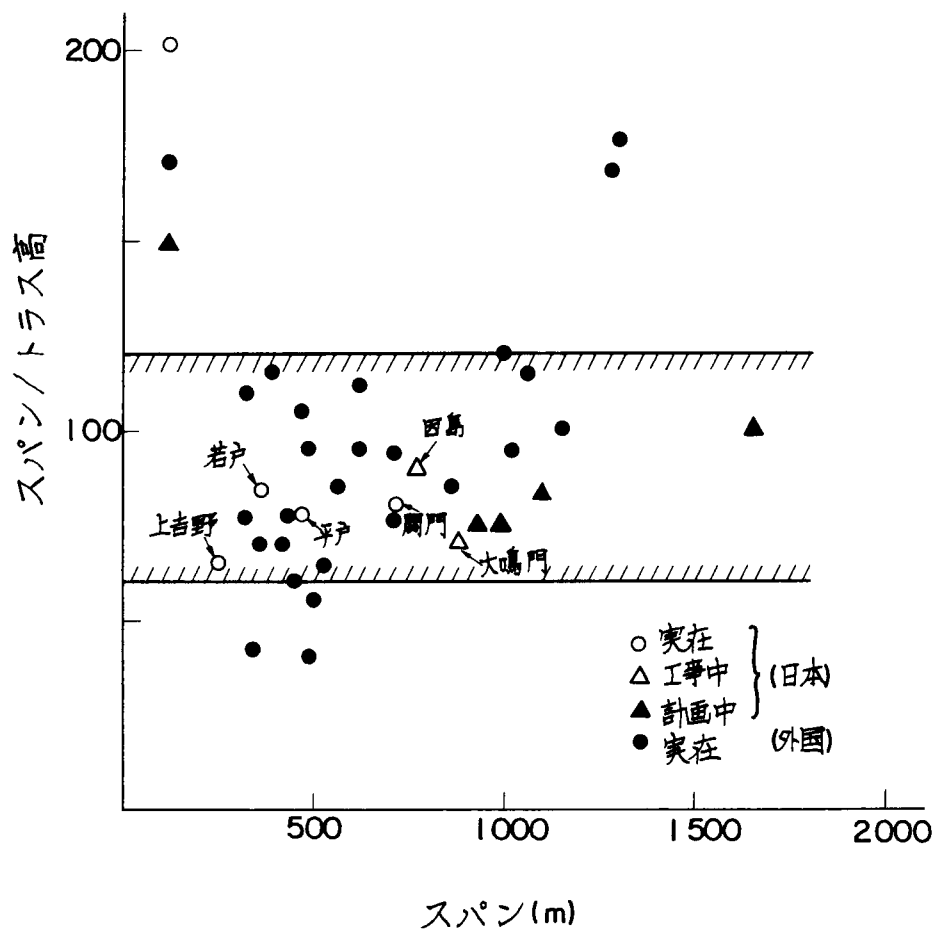


図 - 4.18 スパンとスパン／トラス高の関係

数値計算には、主径間長をそれぞれ $\ell_2 = 250\text{ m}$, 700 m , 1100 m とする3種類の吊橋を想定し、以上のような条件のもとで構造をモデル化した。ただし、死荷重によるケーブルの水平反力 H_d およびケーブル断面積 A_c は、実在あるいは計画中の吊橋についての値を用いた。モデル吊橋の諸元を表 - 4.7 に示す。

表 - 4. 7 モデル吊橋の諸元

		250m 吊橋	700m 吊橋	1100m 吊橋
ℓ_2	(m)	250	700	1100
ℓ_1	(m)	62.5	17.5	27.5
h	(m)	3.125	8.75	13.75
H_d	(t)	1000	11800	31500
I (m^4)	$c=0.011$	0.3935	4.6438	12.3967
	$c=0.015$	0.2116	2.4974	6.6667
	$c=0.019$	0.1319	1.5565	4.1551
Ac	(m^2)	0.0275	0.28	0.77

4. 8. 2 数値計算による検討

(1) サグの測量誤差

すでに述べたように、サグ測量はケーブルに対する日射の影響がなく、気温変動の少ない深夜から早朝にかけて行なわれる。この時間帯として、午前4時前後を中心にして、サグ測量を行なうのが一般的であり、これは、図 - 4. 12 ~ 4. 14 でみれば妥当性が認められる。しかしながら、その時のケーブル温度の測定を接触型温度計によっていることから、測定されたケーブル表面の温度が、必ずしもケーブルの平均温度を示しておらず、さらに、この測定値がケーブル表面付近の外気温に左右されることは避けられない。

そこで、式 (4. 27) を用いて、実際の外気温の変動に対するケーブル平均温度を計算してみた。気温は1972年12月~1973年11月の1年間に東京で観測された1時間ごとのデータを、「気象観測日原簿」(気象庁)より拾い出して、これを年周期とする気温データファイルを作成して利用した。結果の一部を図 - 4. 19 に示す。

この計算結果を利用して、サグ測量が行なわれる時刻を午前4時と考えて、その時のケーブル平均温度と外気温の差を、四季に分けてまとめたものが図 - 4. 20 である。午前4時におけるこの差の平均値は、ケーブルの直径と季節に関係なく、常に正である。すなわち、外気温よりケーブル平均温度の方が高い。また、この差の標準偏差は、ケーブルが太径になるほど大きくなる。ところで、前にも述べたように、サグ測量を行なうにあたっては、接触型温度計を用いてケーブルの表面温度を測定し、それをケーブルの平均温度とみ

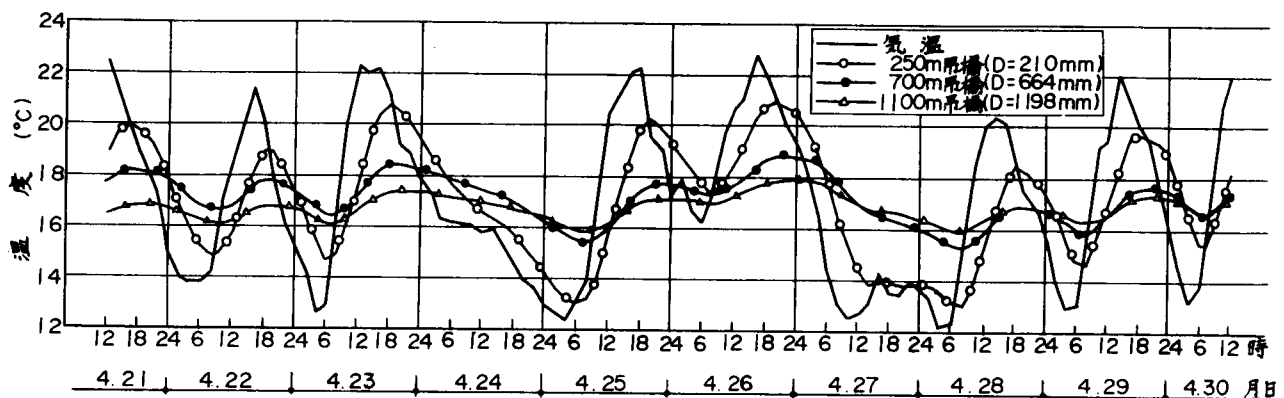


図 - 4.19 気温とケーブル平均温度の変化

なして測量結果の数値処理をしているが、この種の温度計は感熱部の構造にもよるが外気温に左右されやすく、とくに被測定物がケーブルであることにより、その表面形状からみて、この傾向がとくに強くなると考えられる。したがって、図－4.20に示される結果、すなわち、ケーブル平均温度と外気温の差を、ケーブルの温度推定誤差としても、現場における測定作業の実際の状態からすれば、これは妥当な仮定であると考えてよい。図－4.20のうち、秋についての結果を例にとって、ケーブルの温度推定誤差をサグ測量誤差に換算し、その結果を表－4.8に示す。これは、サグ測量時において、現在一般的に行なわれているケーブル温度の推定方法によった場合に発生するケーブル形状の確認誤差である。

外気温の変動に対するケーブル平均温度の応答計算結果を利用して、午前4時のケーブル平均温度と過去24時間にわたる日平均気温について、図-4.20と同様にして、年間を四季に分けて回帰分析を行なった。その結果を表-4.9に示す。図-4.21は、回帰分析結果のうち、1100m吊橋の春と夏についての結果を図示したものであり、回帰直線の上下に破線で標準誤差を表示した。また、表-4.10は1100m吊橋の春の結果についての分散分析表である。

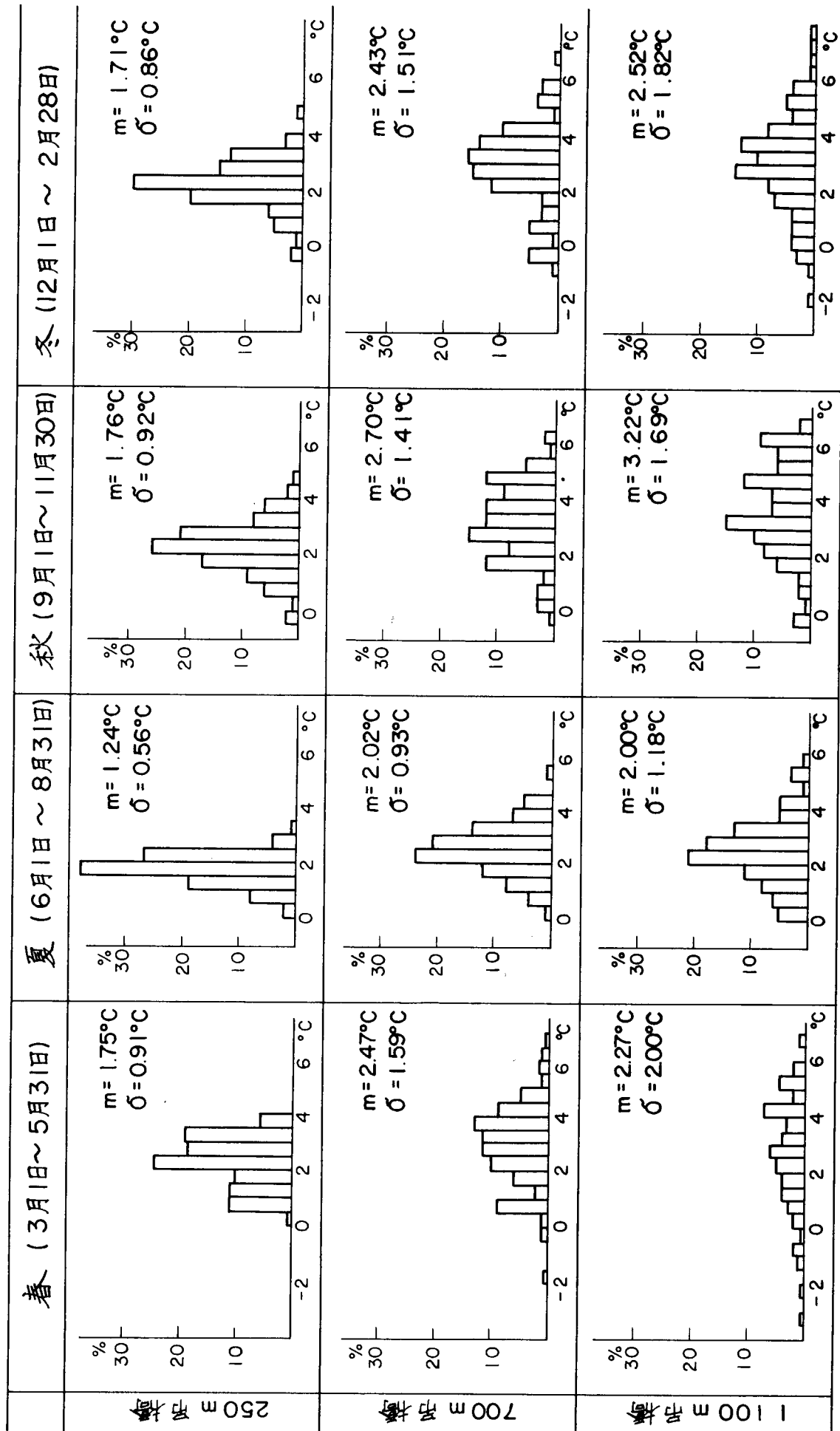


図-4.20 ケーブル平均温度と外気温の差(午前4時)

表 - 4. 8 ケーブルの温度推定誤差とサグ誤差

		温度推定誤差(℃)		サグ誤差(mm)	
		平均値	標準偏差	平均値*	標準偏差
250m吊橋	中央径間	1.76	0.92	+ 13.1	6.8
	側径間			+ 0.4	0.2
700m吊橋	中央径間	2.70	1.41	+ 62.1	32.5
	側径間			+ 2.6	1.4
1100m吊橋	中央径間	3.22	1.69	+ 117.3	61.6
	側径間			+ 4.9	2.6

* 正号はサグをプラス側に見誤ったことを示す。

表 - 4. 9 ケーブル平均温度と日平均気温の回帰分析結果

吊橋 季節	春 (3月1日～5月31日)	夏 (6月1日～8月31日)	秋 (9月1日～11月30日)	冬 (12月1日～2月28日)
250m吊橋 (D=210mm)	$\bar{t}_c = -0.60 + 0.99\bar{t}$ s=0.92	$\bar{t}_c = 0.09 + 0.96\bar{t}$ s=0.51	$\bar{t}_c = -0.82 + 1.01\bar{t}$ s=0.76	$\bar{t}_c = -0.61 + 1.00\bar{t}$ s=0.78
700m吊橋 (D=664mm)	$\bar{t}_c = -0.82 + 0.92\bar{t}$ s=0.92	$\bar{t}_c = 0.95 + 0.95\bar{t}$ s=0.56	$\bar{t}_c = -0.83 + 0.95\bar{t}$ s=0.82	$\bar{t}_c = -1.56 + 0.76\bar{t}$ s=0.60
1100m吊橋 (D=1198mm)	$\bar{t}_c = -1.59 + 0.85\bar{t}$ s=1.44	$\bar{t}_c = 1.91 + 0.91\bar{t}$ s=0.98	$\bar{t}_c = 2.04 + 0.91\bar{t}$ s=1.33	$\bar{t}_c = 3.10 + 0.55\bar{t}$ s=0.85

\bar{t} : 日平均気温 \bar{t}_c : ケーブル平均温度 (4:00a.m.) s: 標準誤差

表 - 4. 10 分散分析表 (1100m吊橋 3月1日～5月31日)

要因	平方和 S	自由度 f	不偏分散 s=S/f	不偏分散比 F_0	F (α)
回帰による変動	$S_R = 1780.2$	1	$S_R = S_R / 1$ = 1780.2	$F_0 = S_R / S_E$ = 854.6	$F_{1,90}(0.05)$ = 3.95
回帰からの変動 (誤差平方和)	$S_E = 187.5$	n-2 90	$S_E = S_E / (n-2)$ = 2.083		
計	$S_{yy} = 1895.7$	n-1 91			

$F_0 > F_{1,90}(0.05)$ により日平均気温とケーブル平均温度に1次の回帰性あり。

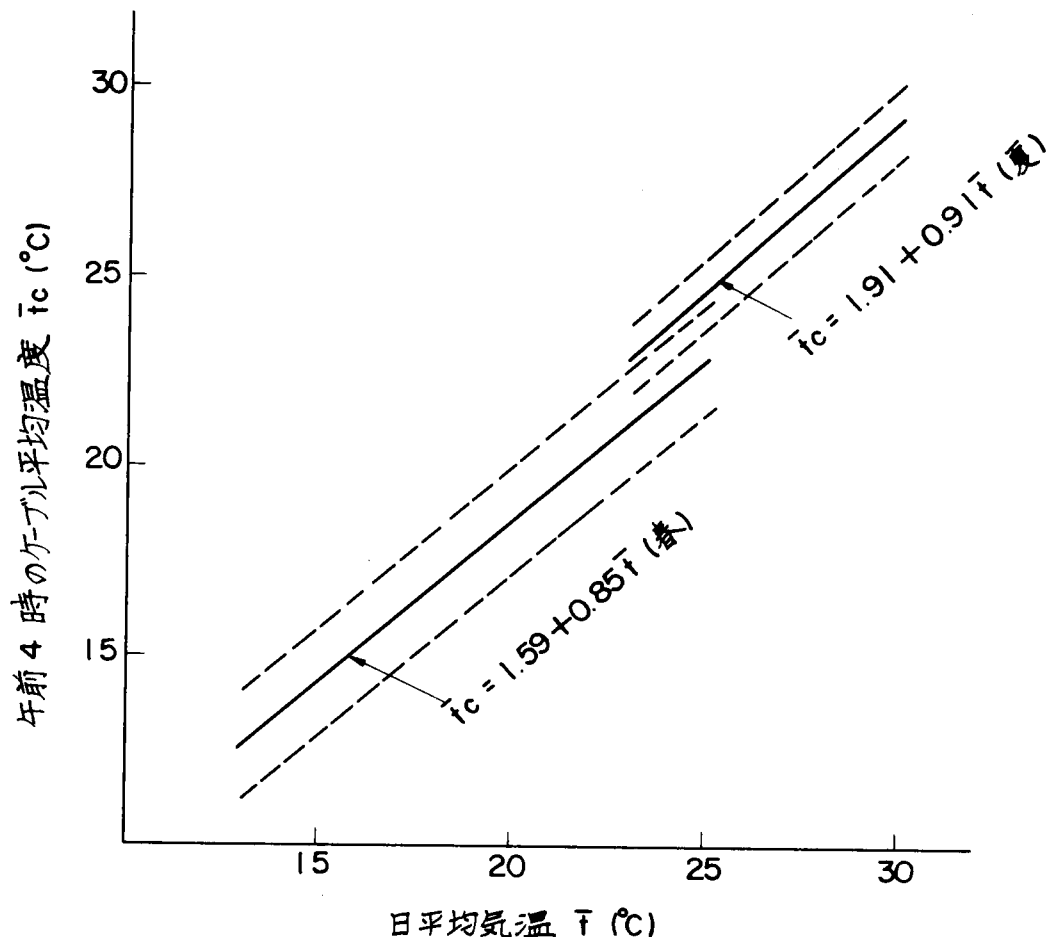


図-4.21 日平均気温とケーブル平均温度の回帰直線(1100m吊橋の場合)

これらの結果より、サグ測量に先立つ24時間の平均気温と午前4時のケーブル平均温度の間には、危険率5%で一次の回帰性があるといえる。したがって、現在行なわれているケーブル温度の推定方法に伴って発生する誤差の平均値は、この方法を用いることによって消去可能であり、回帰分析による標準誤差は、現行の方法による標準偏差と同程度あるいはそれ以下である。すなわち、ケーブル平均温度と日平均気温の1次の回帰性を利用することによって、ケーブルの平均温度を容易に、しかもより確実に推定することが可能である。具体的には、架設地点における過去1年間程度の気温観測結果を用いて、上述したようなケーブル平均温度の応答計算と回帰分析を行なって、その結果を用いればよい。

(2) 補剛トラスに与える影響の評価

ケーブルの形状確認にあたって発生した誤差は、施工の手順から考えれば、吊材の寸法誤差となって現われる。そこで、吊材が所定の寸法より y_f だけ長く製作されたとし、それによる吊橋完成時の誤差変位をケーブルについて η_c 、補剛トラスについて η_s とすれば、

$$\eta_s = \eta_c + y_f \quad \dots\dots\dots (4.70)$$

なる関係がある。誤差によるケーブルの水平反力 H_p は、死荷重によるもの H_d に比べて十分小さいから、線形化撓度理論の適用が可能であり、その基本式は式(4.70)を用いることにより、つぎのように表わされる。

$$EI \frac{d^4 \eta_s}{dx^4} - H_d \frac{d^2 \eta_s}{dx^2} - (H_p \cdot y'' - H_d \cdot y''_f) = p(x) \quad \dots\dots\dots (4.71)$$

ここに、

EI : 補剛トラスの曲げ剛性

y : 吊橋完成時における所定のケーブル形状

$p(x)$: 活荷重

これに対応するケーブル方程式は、温度による伸びの項を省略すればつぎのようになる。

$$H_p \frac{LE}{E_c A_c} + y'' \int_0^\ell (\eta_s - y_f) dx = 0 \quad \dots\dots\dots (4.72)$$

ここに、

$E_c A_c$: ケーブルの伸び剛性

$$LE = \int_c^{c'} \sec^3 \varphi dx$$

φ : ケーブル傾斜角

c, c' : ケーブル定着点

ℓ : 支間長

ケーブル形状 y およびその誤差分布 y_f はともに放物線であるとし、支間中央点での値をそれぞれ f , Δf とし、 $p(x) = 0$ の状態で式(4.71)を解けばつぎのようになる。

$$\eta_s = -8 \left(\frac{H_p}{H_d} f - \Delta f \right) \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{x}{\ell} \left(1 - \frac{x}{\ell} \right) - \frac{1}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c(\ell/2 - x)}{\cosh c\ell/2} \right\} \right] \quad \dots\dots\dots (4.73)$$

式(4.73)を式(4.72)に代入し、積分を実行することによって H_p がつぎのように求められる。

$$H_p = - \frac{\frac{8}{c^2 \ell^2} \left(1 - \frac{\tanh c\ell/2}{c\ell/2} \right)}{\frac{2}{3} - \frac{8}{c^2 \ell^2} \left(1 - \frac{\tanh c\ell/2}{c\ell/2} \right) + \frac{1}{8\lambda}} \cdot \frac{\Delta f}{f} H_d \quad \dots\dots\dots (4.74)$$

ここに,

$$\lambda = \frac{f^2}{H_d \ell} \cdot \frac{E_c A_c}{L E}$$

式(4.73)を用いれば, 補剛トラスの曲げモーメントはつぎのように表わされる。

$$M = -EI \frac{d^2 \eta_s}{dx^2} \\ = -\frac{8}{c^2 \ell^2} (H_p \cdot f - H_d \cdot \Delta f) \left\{ 1 - \frac{\cosh c(\ell/2 - x)}{\cosh c\ell/2} \right\} \dots\dots (4.75)$$

表-4.8に示したケーブルの温度推定誤差にともなって発生するサグの確認誤差について, それによる主径間中央点の応答値を, $c = 0.015$ として示したものが図-4.22～4.24である。表-4.8より明らかなように, ケーブルの温度推定誤差にともなうサグの確認誤差の平均値は正值である。すなわち, 吊材は所定の寸法よりその分だけ短く製作されることになる。したがって, 補剛トラスの変位および曲げモーメントは負値となる。

図-4.22で示される補剛トラスの変位は, 表-4.8のサグ誤差とほぼ同値である。このことは, 吊材長の不足分がすべて補剛トラスの曲げによる変位となって現れ, ケーブル

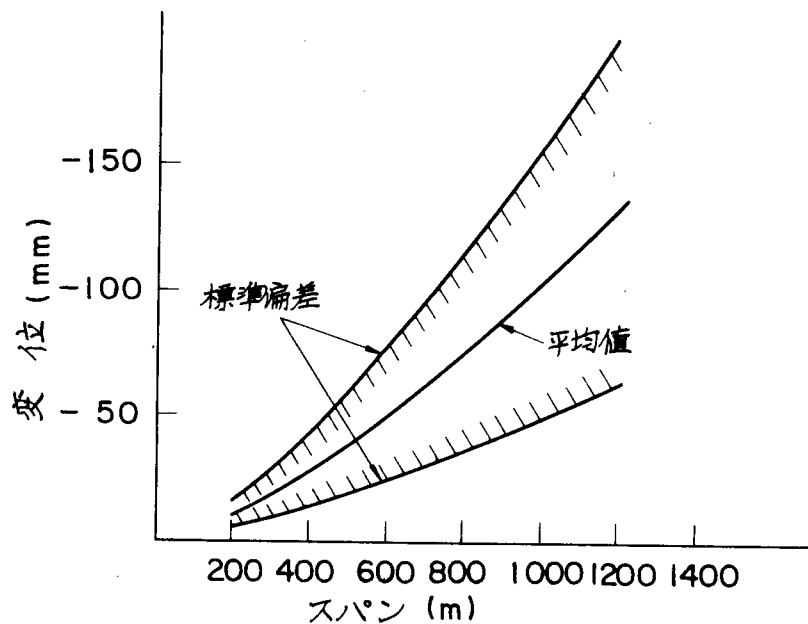


図-4.22 ケーブルの温度推定誤差による補剛トラスの変位
($c = 0.015$)

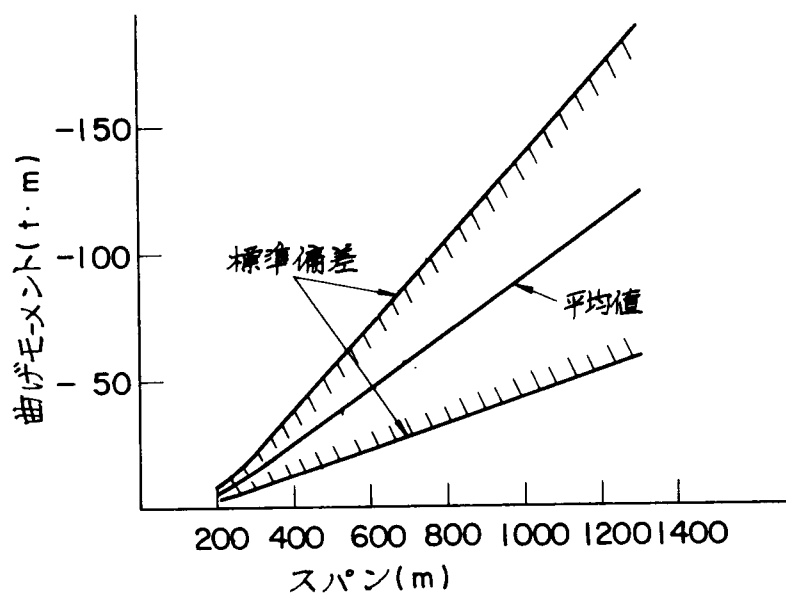


図 - 4.23 ケーブルの温度推定誤差による補剛トラスの曲げモーメント
($c = 0.015$)

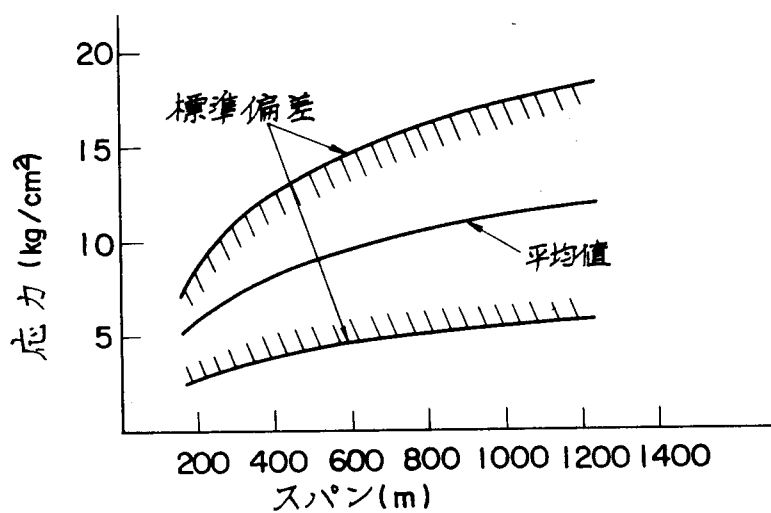


図 - 4.24 ケーブルの温度推定誤差による補剛トラスの応力
($c = 0.015$)

の伸びには寄与していないと考えてよい。このことは、式(4.74)を用いて計算された誤差によるケーブルの水平反力 H_p が、死荷重による水平反力 H_d の1%未満であることから明らかである。以上により、ケーブルの温度推定誤差にともなうサグの確認誤差は、ほぼそのままのオーダーで補剛トラスの縦断形状誤差となって現れることが明らかになった。

補剛トラスの曲げモーメントは、図-4.23に示すとおり支間長とともに増加する。これを上下弦材の応力に変換したものが図-4.24である。この応力は、例えば700m吊橋の場合、平均値で 10 Kg/cm^2 、 2σ (σ :標準偏差)の範囲を考えても 20 Kg/cm^2 程度である。これは、鋼材をSM50Yとし、部材の細長比を $\ell/r = 40$ としたときの弦材の許容圧縮応力度 $\sigma_{ca} = 1710 \text{ Kg/cm}^2$ に対して、 2σ 値で1.2%程度である。同様にして、1100m吊橋については、 2σ の範囲で 25 Kg/cm^2 であるから、鋼材をSM58とすれば、 $\sigma_{ca} = 2116 \text{ Kg/cm}^2$ に対して約1.2%の誤差応力となる。

以上の考察は $c = 0.015$ に対するものである。そこで、 c の変動による影響を評価するために、パラメータ c を横軸にとって、主径間中央点での補剛トラスの変位を、3種類のモデル吊橋に分けて図示したものが図-4.25である。これより明らかなように、長大吊橋について一般的な c の範囲では、 c の変動に対する補剛トラスの変位の変動はほとん

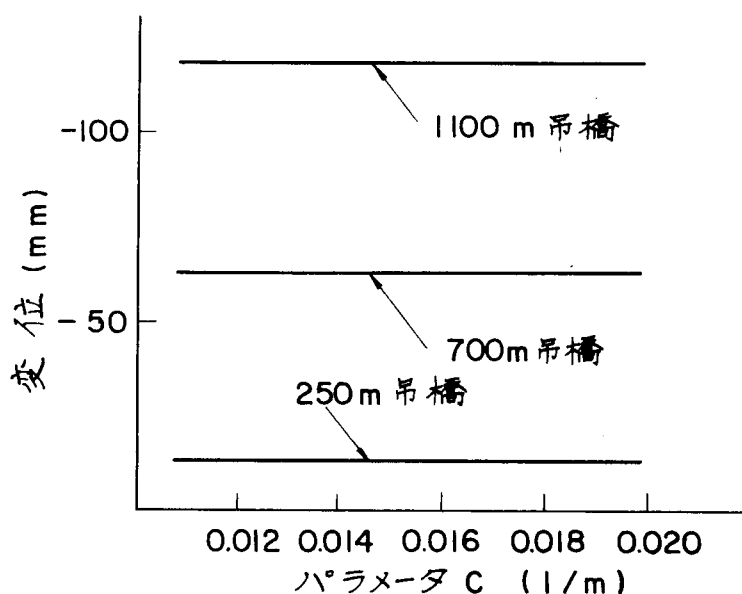


図-4.25 パラメータ c と補剛トラスの変位の関係
(誤差の平均値)

どないといってよい。このことは、曲げによる補剛トラスの曲率が、 c の値にかかわらずほぼ一定であることになるから、補剛トラスの応力についても、 c の変動による影響はほとんどないと考えてよい。したがって、 $c = 0.015$ についての上述の考察は、長大吊橋全般について一般的に成立するといえる。

第 5 章 補剛トラスの部材長誤差

第 1 節 概 説

従来一般的に行なわれてきた吊橋補剛トラスの架設方法は、2.4.1で述べたように、補剛トラス架設途中のケーブルの変形がきわめて大きいことにより、補剛トラスに部分的な仮添接を行なって、ケーブルの変形に追従しながら架設を進めていくという、いわゆる無補剛架設法であった。架設途中の補剛トラスは、下に凸の変形状態になっており、架設の最終段階になって、それが上に凸の状態に転じる。したがって、この架設工法による場合には、架設途中の補剛トラスは、上弦材の上フランジのみが仮添接可能であり、変形状態が下に凸から上に凸に転じた時期をみはからって本添接を行なうことになる。ところが、この状態は瞬時のうちに過ぎ去るため、作業上から言っておおまかな精度の添接状態で妥協せざるを得ず、結果として部材製作時の添接状態が再現されない。しかも、上に凸の変形状態となった時期をねらって添接が行なわれるので、上弦材は所定の寸法より長めに、また下弦材は短かめに添接され、そのために、誤差は一方向に累積する傾向にあると考えられる。このような添接誤差のほかに、部材長自身が持っている誤差、すなわち、製作時に付加される部材長の誤差も考慮しなければならないことは勿論である。

これに対して、関門橋で始めて本格的に用いられた逐次剛結工法の場合には、自由度の高い状態で添接作業が行なわれるために、上で述べたような添接誤差は生じにくい。仮組立状態の再現が可能であるから、この場合には、添接誤差よりも、むしろ部材長そのものに含まれる誤差が支配的となる。

本章では、補剛トラスの形式としてもっともよく用いられる垂直材付ワレントラスを例にとり、製作に伴う部材長の誤差を過去に行なわれた部材検査の実績から拾い出すとともに、無補剛架設法における添接誤差を上弦材で $+0.5\text{ mm}$ 、下弦材で -0.5 mm と設定して、それらの影響について考察を加える。

第 2 節 部材長の誤差と補剛トラスの組立形状

5. 2. 1 部材長の誤差

補剛トラスの上下弦材は、工場あるいは架設現場での取扱いの便を考慮して、2 格間を単一部材の長さとするように製作される場合が多い。したがって、1 つの製作単位としてできあがる補剛トラスユニットの形状は、上下弦材の継手位置によって、図- 5. 1 のような 2 つの典型的なタイプに分けられる。関門橋では矩形タイプに、また、Forth Road 橋や Golden Gate 橋では菱形タイプになっている。ところで、長大吊橋の場合には、個々の単一部材が現場における架設単位とされることは、経済性の面からみてほとんどなく、面材として取扱われたり、また床トラスその他の二次部材を組込んだブロックとして架設されたりするのが普通である。例えば、表- 2. 2 に示したように、Golden Gate 橋、Walt Whitman 橋、若戸大橋、Forth Road 橋、関門橋などでは面材架設が行なわれており、ブロック架設された例としては、San Francisco-Oakland Bay 橋、Mackinac Strait 橋、Verrazano Narrows 橋、Salazar 橋、平戸大橋などがある。

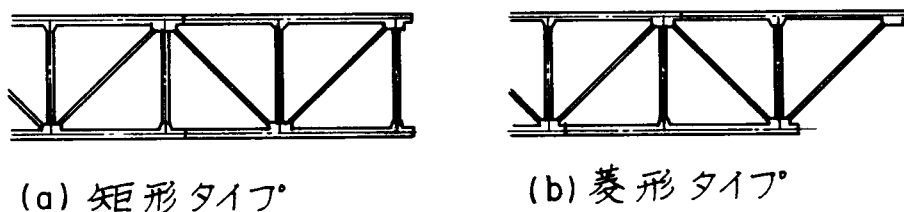
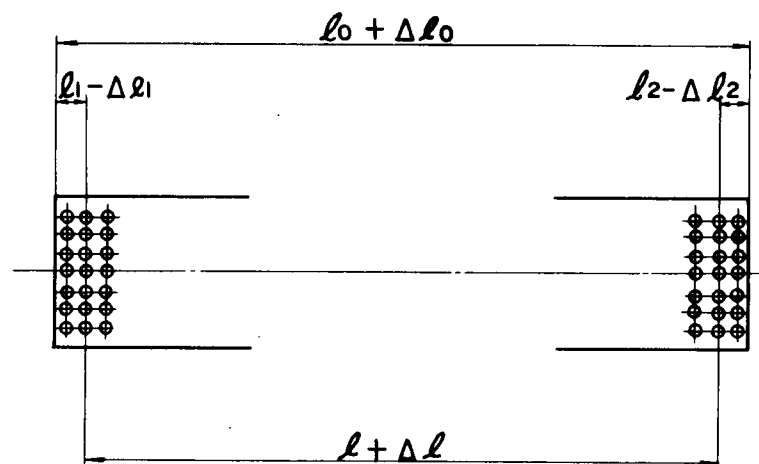


図- 5. 1 補剛トラスのユニット

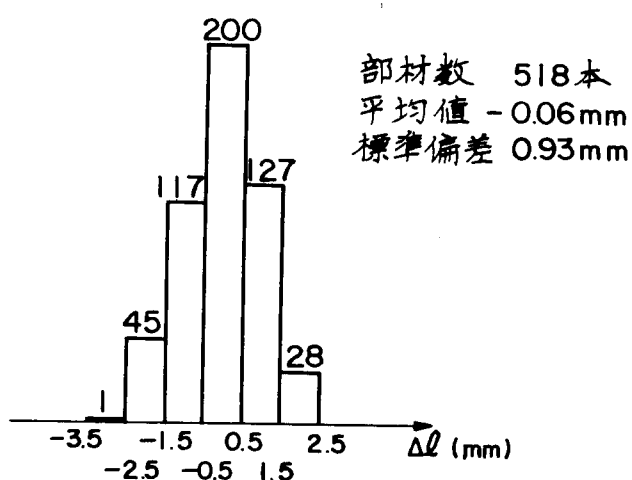
さて、部材長の誤差を取扱うにあたっては、添接された部材と部材との相互関係が、添接孔群の重心位置で規制されるものと考えれば、部材長を部材両端の添接孔群重心線間距離であると定義すれば都合がよい。トラス構造物の箱形断面部材は、その両端を削り仕上げたのち、テンプレートを仕上げられた部材端に合わせることによって、継手部の孔加工をするという手順で製作されるのが普通である。したがって、ここでいう部材長の誤差 $\Delta \ell$ は、図- 5. 2 に示されるように、部材の全長、すなわち材端から材端までの長さの誤差 $\Delta \ell_0$ と、それぞれ

左右両端から測った孔群重心線位置の誤差 Δl_1 , Δl_2 の和として表わされるものと考えてよい。部材添接によって発生する長さの誤差も、材端からの孔群重心線位置のずれとみなせるから、 Δl_1 , Δl_2 と同様に取扱うことができる。



図－ 5. 2 部材長の誤差

ところで、部材長に関する製作誤差は、上に述べた部材製作方法から考えて、平均値を 0 とする正規分布に従うものと推定できる。図－ 5. 3 は、関門橋の補剛トラス部材のうち、主構（上下弦材，斜材），横構，主横トラスなどの箱形断面部材 5 1 8 本（部材長 8 ～ 2 1 m）の部材検査成績より得られた部材長の製作誤差に関するヒストグラムである。ただし、この場合の標点距離は、第 1 ボルト線間距離としている。



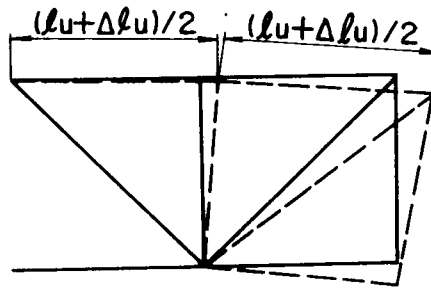
図－ 5. 3 部材長の誤差に関するヒストグラム

一方、補剛トラスの組立て、あるいは架設の際に発生する部材長の誤差は、添接孔がずれた状態で接合されることによるものであり、これは上述のように、添接孔群重心位置の誤差 Δl_1 、 Δl_2 に相当するものと考えられる。しかしながら、その大きさについては、誤差を発生させる要因がきわめて複雑であり、組立方法や架設方法によっても異なることから、製作誤差のような画一的な取扱いは困難である。たとえば、部材を添接するときに、まったく自由な状態で孔合せができ、十分な数のドリフトピンを打込むことができるならば、理想的な部材添接が可能であり、工場における補剛トラスユニットの組立て、あるいは、逐次剛結工法における架設は、この状態に近いものと考えることができる。この場合には、部材の製作精度が、ほぼそのままの状態に組立精度として再現されると考えてよい。

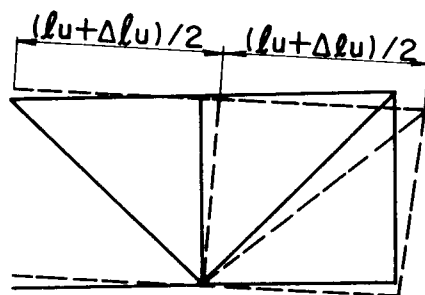
これに対して、従来一般的に行なわれてきた架設工法である無補剛架設法では、ケーブルの変形に支配された補剛トラスの形状にさからって、ドリフトピンを打込み、部材の添接を行なおうとするものであるから、添接時期を補剛トラスの形状がその最終形状にもっとも近づいた架設段階に進んでも、十分な孔合せがむずかしく、ボルト径に対する孔径の余裕もあって、 ± 0.5 mm 程度の誤差が発生する可能性は十分に考えられる。しかも、添接時期は架設途中で下に凸であった補剛トラスの形状が、閉合前の上ぞりに転じた時期に選ばれるのが一般的であるから、部材長が長くなる方向をプラス側、その逆をマイナス側とすれば、引張部材となる上弦材にはプラス側の誤差が、また圧縮部材となる下弦材にはマイナス側の誤差が、それぞれ累積されやすい傾向にあるとみることができる。

5.2.2 補剛トラスの組立形状

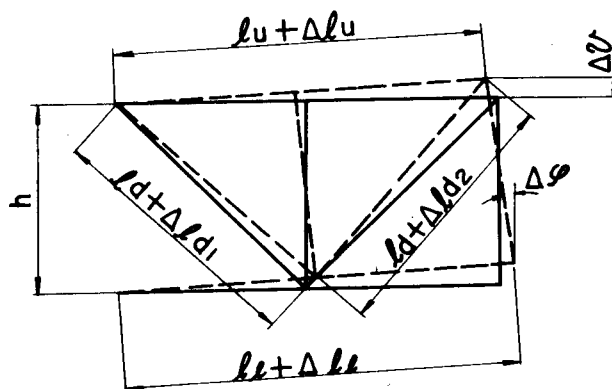
補剛トラスを構成する各部材に長さの誤差が含まれていたときの、補剛トラスユニットの形状誤差に注目する。ここでは、図-5.1(a)に示される矩形タイプのユニットを考えるものとするが、菱形タイプのユニット(図-5.1(b))についても同様に考えることができる。また、垂直材の部材長誤差が、補剛トラスユニットの形状誤差に与える影響は小さいとして無視することにする。いま仮に、上弦材に長さの誤差 Δl_u があり、他の部材は正しい長さであるとすれば、トラスユニットの形状は、図-5.4(a)あるいは(b)のような形に変化するものと考えられる。このように考えれば、上下弦材および2本の斜材に、それぞれ Δl_u 、 Δl_e および Δl_{d1} 、 Δl_{d2} なる部材長の誤差がある場合の補剛トラスユニットは、一般



(a) 上弦材の誤差 (部材が折れる場合)



(b) 上弦材の誤差 (添接孔がずれる場合)



(c) 形状誤差の置換形

図-5.4 補剛トラス・ユニットの形状誤差

に図-5.4(c)の破線で示されるような形状になるものと置きかえられ、相対的な誤差変形 Δv および $\Delta \phi$ は、それぞれ式(5.1)、(5.2)のように表わされる。

$$\Delta v = (\Delta l_e - \Delta l_u) \cdot \lambda / h + (\Delta l_{d2} - \Delta l_{d1}) \cdot l_d / h \quad \dots\dots\dots (5.1)$$

$$\Delta \phi = (\Delta l_e - \Delta l_u) / h \quad \dots\dots\dots (5.2)$$

ここに,

h : 補剛トラスの高さ

λ : 補剛トラスの格間長

ℓ_d : 斜材長 ($= \sqrt{h^2 + \lambda^2}$)

図-5.4(c)に示される補剛トラスユニットの形状誤差を, 簡単のためにモデル化して, 図-5.5のような曲げ型とせん断形の2種類に分けて考えれば, 式(5.1)および(5.2)を用いて, それぞれの誤差の大きさを表わす2つのパラメータ θ_a および θ_b をつぎのように導くことができる。

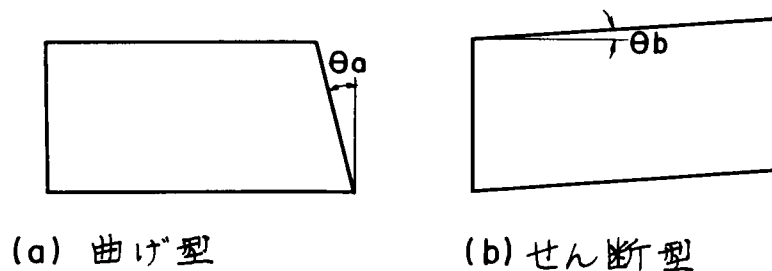


図-5.5 形状誤差のモデル化

$$\theta_a = \Delta\varphi = \theta_1 \quad \dots\dots\dots (5.3)$$

$$\theta_b = \frac{\Delta v}{2\lambda} = \frac{1}{2}\theta_1 + \theta_2 \quad \dots\dots\dots (5.4)$$

ここに, θ_1 および θ_2 はそれぞれ

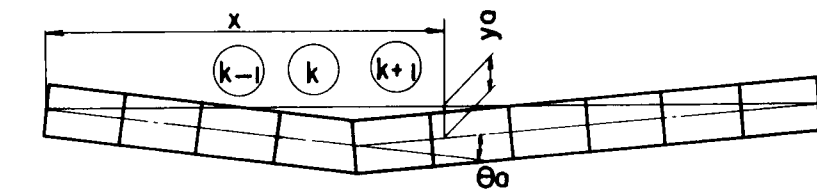
$$\theta_1 = \frac{1}{h} (\Delta\ell_e - \Delta\ell_u) \quad \dots\dots\dots (5.5)$$

$$\theta_2 = \frac{\ell_d}{2h\lambda} (\Delta\ell_{d2} - \Delta\ell_{d1}) \quad \dots\dots\dots (5.6)$$

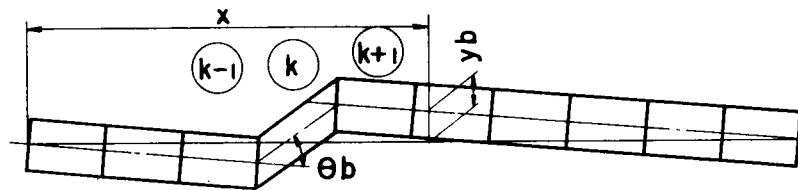
で表わされるパラメータであり, 部材長の誤差 $\Delta\ell_e$, $\Delta\ell_u$, $\Delta\ell_{d1}$, $\Delta\ell_{d2}$ は, それぞれ正規分布に従う独立の確率変数であるから, θ_1 , θ_2 もたがいに独立した確率変数となる。

いま, 1支間内で k 番目のユニットに形状誤差がある場合の補剛トラス全体の組立形状を考えれば(図-5.6), 正しい組立状態からの誤差の大きさ δ は, ユニットの曲げ型およびせん断型形状誤差に対するそれぞれの応答値の和としてつぎのように表わせる。

$$\delta(x, k) = \left\{ f_a(x, k) + \frac{1}{2} f_b(x, k) \right\} \cdot \theta_1 + f_b(x, k) \cdot \theta_2 \quad \dots (5.7)$$



(a) 曲げ型



(b) せん断型

図-5.6 ユニットの变形による補剛トラスの形状誤差

ここに,

x : 補剛トラス左端からの距離

$f_a(x, k)$, $f_b(x, k)$: パラメータ θ_a , θ_b の単位量が k 点に与えられたとき, x 点に生じる補剛トラスの形状誤差を与える影響値

式(5.7)において, θ_1 と θ_2 はそれぞれ正規分布に従う独立した確率変数であるから, δ もまた正規分布に従う確率変数となり, その確率密度は正規分布の再生性により定まる。また, 式(5.7)の $\delta(x, k)$ は, 第 k ユニットの形状誤差が補剛トラスの x 点の誤差におよぼす影響値を表わしているから, 支間内のすべての補剛トラスユニットについて $f_a(x, k)$, $f_b(x, k)$ を定めて $\delta(x, k)$ を計算し, これを重ね合せれば, 部材長の誤差による補剛トラスの組立誤差 $\Delta(x)$ を求めることができる。このとき, $\delta(x, 1)$, $\delta(x, 2)$, ... は正規分布に従うたがいに独立な確率変数であるから, $\Delta(x)$ も正規分布に従い, その確率密度は正規分布の再生性によりつぎのように定まる。すなわち, $\delta(x, k)$, $\Delta(x)$ の分布をそれぞれ $N(m_k, \sigma_k^2)$, $N(m, \sigma^2)$ とすればつぎのとおりである。

$$\left. \begin{aligned} m &= \sum_k m_k \\ \sigma^2 &= \sum_k \sigma_k^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5.8)$$

第 3 節 応答値に対する理論解析手法

5. 3. 1 撓度理論の基本式

ある補剛トラスユニットに、部材長の誤差による形状誤差が発生したときの補剛トラスの組立形状は、図-5.6に示したような2つのパターンの重ね合せとして表わされるが、ここでは、このような組立誤差のある補剛トラスを、所定の長さの吊材に取付け、所定の死荷重を負荷したときの応力、形状について調べる。

左端から ξ なる点において、補剛トラスに θ_ξ なる角折れを残した状態で完成された吊橋は、正規の状態で作成された吊橋の補剛トラスに、左端から ξ の点でヒンジを設け、そこでの角折れを θ_ξ とするような外力モーメント M_ξ を加えて閉合された吊橋と等価である。ケーブルの水平反力を、死荷重によるものを H_d 、角折れによるものを H_p であるとし、 $H_d \gg H_p$ と考えて撓度理論の基本式を線形化すればつぎのようになる。

$$EI \frac{d^4 \eta}{dx^4} - H_d \frac{d^2 \eta}{dx^2} - H_p \cdot y'' = 0 \quad \dots\dots\dots (5.9)$$

ここに、

η : ケーブルの鉛直変位

EI : 補剛トラスの曲げ剛性

f : ケーブルのサグ

l : 支間長

y : ケーブル形状

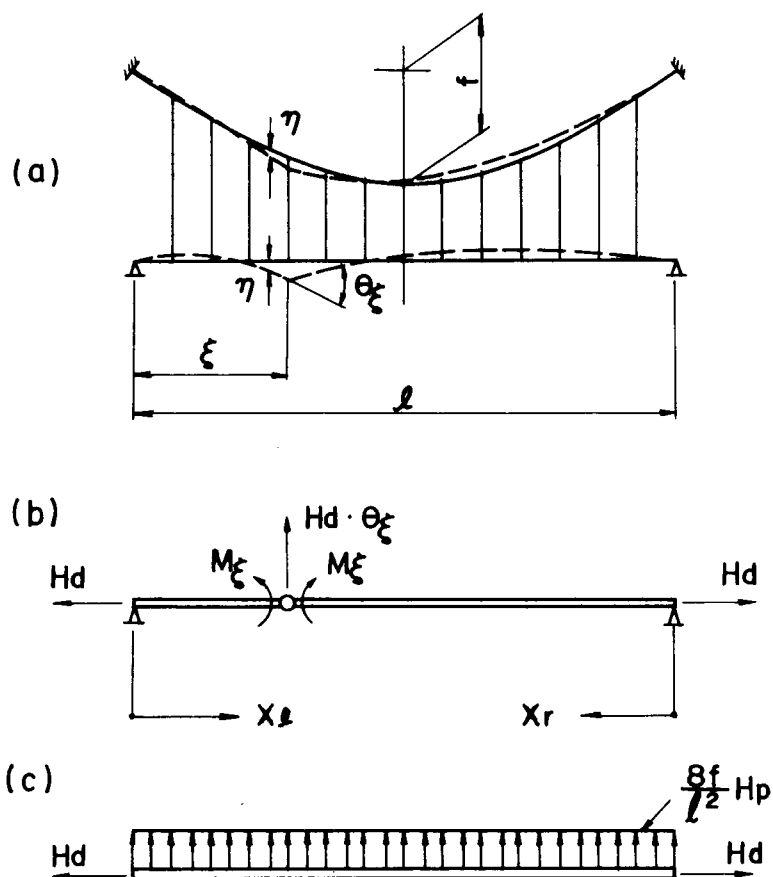
さらに、ケーブル形状 y を放物線と考えれば、次式が成立する。

$$y'' = -\frac{8f}{l^2} \quad \dots\dots\dots (5.10)$$

式(5.9)を解くためには、図-5.7(b), (c)のような2つの置換梁に分けて考えれば便利であり、これをつぎに示すケーブル方程式と連立させ、適当な境界条件のもとで解けばよい。

$$H_p \frac{LE}{E_c A_c} + \Sigma \left[y'' \int_0^l \eta dx \right] = 0 \quad \dots\dots\dots (5.11)$$

ここに、第2項の Σ は、多径間の場合に各スパンについて合計することを意味するものとし、 η がケーブルの鉛直変位である場合は、式(4.72)に用いた記号と同じである。



図－5.7 補剛トラスに角折れを有する吊橋の置換系

5.3.2 応答値の理論解

式(5.9)をあらためてつぎのように書く。

$$\frac{d^4 \eta}{dx^4} - c^2 \frac{d^2 \eta}{dx^2} + c^2 \cdot g = 0 \quad \dots\dots\dots (5.12)$$

ここに,

$$c = \sqrt{H_d / EI}$$

$$g = \frac{8f}{\ell^2} \cdot \frac{H_p}{H_d}$$

図－5.7(b)に示される構造系に対しては，式(5.12)の左辺第3項を0とした同次式が成立する。これを

$$\left. \begin{array}{ll} x_e = 0 \text{ で} & \eta_e = 0, \quad \eta_e'' = 0 \\ x_r = 0 \text{ で} & \eta_r = 0, \quad \eta_r'' = 0 \end{array} \right\} \dots\dots\dots (5.13)$$

なる境界条件と

$$\left. \begin{array}{ll} x_e = \xi \text{ で} & \eta_e'' = -M\xi/EI \\ x_r = \ell - \xi \text{ で} & \eta_r'' = -M\xi/EI \\ x_e = \xi, x_r = \ell - \xi \text{ で} & \eta_e = \eta_r, \quad \eta_e' + \eta_r' = \theta_\xi \end{array} \right\} \dots\dots\dots (5.14)$$

なる連続条件のもとで解けばよい。その結果はつぎに示すとおりである。

$$\eta_e = \frac{\sinh cx_e}{c \cdot \sinh c\xi \cdot \{ \coth c\xi + \coth c(\ell - \xi) \}} \cdot \theta_\xi \dots\dots\dots (5.15)$$

$$\eta_r = \frac{\sinh cx_r}{c \cdot \sinh c(\ell - \xi) \cdot \{ \coth c\xi + \coth c(\ell - \xi) \}} \cdot \theta_\xi \dots\dots (5.16)$$

図-5.7(c)の構造系に対しては、式(5.12)がそのまま成立し、この場合の境界条件は以下のとおりである。

$$x = 0, x = \ell \text{ で} \quad \eta = 0, \quad \eta'' = 0 \dots\dots\dots (5.17)$$

これにより、図-5.7(c)に対する解は以下のようになる。

$$\eta = \frac{8f}{H_d} \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{x}{\ell} \cdot \left(1 - \frac{x}{\ell} \right) - \frac{1}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c(\ell/2 - x)}{\cosh c\ell/2} \right\} \right] \cdot H_p \dots\dots\dots (5.18)$$

ここで、式(5.15)で $x_e = x$ 、式(5.16)で $x_r = \ell - x$ として x_e および x_r を変換し、これらの両式と式(5.18)を重ね合せれば、図-5.7(a)で示されるような単径間2ヒンジ吊橋の変位 η は次式で表わされることになる。

$$\left. \begin{array}{l} \eta(x, \xi) = \frac{\sinh cx}{c \cdot \sinh c\xi \{ \coth c\xi + \coth c(\ell - \xi) \}} \cdot \theta_\xi \\ \quad - \frac{8f}{H_d} \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{x}{\ell} \left(1 - \frac{x}{\ell} \right) - \frac{1}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c(\ell/2 - x)}{\cosh c\ell/2} \right\} \right] \cdot H_p \\ \quad (x \leq \xi) \\ \eta(x, \xi) = \frac{\sinh c(\ell - x)}{c \cdot \sinh c(\ell - \xi) \{ \coth c\xi + \coth c(\ell - \xi) \}} \cdot \theta_\xi \\ \quad - \frac{8f}{H_d} \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{x}{\ell} \left(1 - \frac{x}{\ell} \right) - \frac{1}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c(\ell/2 - x)}{\cosh c\ell/2} \right\} \right] \cdot H_p \\ \quad (x > \xi) \end{array} \right\} \dots\dots\dots (5.19)$$

多径間2ヒンジ補剛吊橋の場合には，角折れ θ_ξ が発生したスパンについては上式をそのまま適用すればよく，それ以外のスパンについては上式の右辺第2項のみを用いればよい。このようにして，式(5.19)をケーブル方程式(5.11)に用いれば，ケーブル水平反力の変化量 H_p はつぎのように表わされる。

$$H_p = \frac{\ell}{f} \cdot \frac{\lambda}{c^2 \ell^2} \cdot \frac{1 - \frac{\cosh c(\ell/2 - \xi)}{\cosh c\ell/2}}{\sum_i \lambda_i \left[\frac{2}{3} - \frac{8}{c_i^2 \ell_i^2} \left\{ 1 - \frac{\tanh c_i \ell_i / 2}{c_i \ell_i / 2} \right\} \right] + \frac{1}{8}} \cdot H_d \theta_\xi$$

..... (5.20)

ここに，

$$\lambda = \frac{f^2}{H_d \ell} \cdot \frac{EcAc}{LE}$$

であり，サフィックス i は支間を表わす。また，サフィックスのつかない記号は，角折れ θ_ξ の発生したスパンについてのものである。

補剛トラスの曲げモーメントおよびせん断力は，式(5.19)をそれぞれ2回および3回微分することによって以下のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} M(x, \xi) &= - \frac{\sinh cx}{c \cdot \sinh c\xi \{ \coth c\xi + \coth c(\ell - \xi) \}} \cdot H_d \cdot \theta_\xi \\ &\quad - \frac{8f}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c(\ell/2 - x)}{\cosh c\ell/2} \right\} \cdot H_p \quad (x \leq \xi) \\ \\ M(x, \xi) &= - \frac{\sinh c(\ell - x)}{c \cdot \sinh c(\ell - \xi) \{ \coth c\xi + \coth c(\ell - \xi) \}} \cdot H_d \cdot \theta_\xi \\ &\quad - \frac{8f}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c(\ell/2 - x)}{\cosh c\ell/2} \right\} \cdot H_p \quad (x > \xi) \end{aligned} \right\}$$

..... (5.21)

$$\left. \begin{aligned}
S(x, \xi) &= -\frac{\cosh cx}{\sinh c\xi \{ \coth c\xi + \coth c(\ell - \xi) \}} \cdot H_d \cdot \theta_\xi \\
&\quad - \frac{8f}{\ell} \cdot \frac{\sinh c(\ell/2 - x)}{c\ell \cdot \cosh c\ell/2} \cdot H_p \quad (x \leq \xi) \\
S(x, \xi) &= \frac{\cosh c(\ell - x)}{\sinh c(\ell - \xi) \{ \coth c\xi + \coth c(\ell - \xi) \}} \cdot H_d \cdot \theta_\xi \\
&\quad - \frac{8f}{\ell} \cdot \frac{\sinh c(\ell/2 - x)}{c\ell \cdot \cosh c\ell/2} \cdot H_p \quad (x > \xi)
\end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5.22)$$

補剛トラスの左右両支点の反力 R_e および R_r は、式(5.22)を用いることによって、次式で与えられることは明らかである。

$$\left. \begin{aligned}
R_e &= S(0, \xi) \\
R_r &= -S(\ell, \xi)
\end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5.23)$$

主塔の塔頂水平変位は、その主塔の左側にあるケーブル水平長の変化量に等しい。したがって、第 i スパンの右側の主塔の番号をスパン番号に一致させれば、第 i 主塔頂の水平変位 $\delta_{h,i}$ は次式で表わされる。

$$\delta_{h,i} = H_p \cdot \frac{LE'}{EcAc} + \sum (y'' \int_0^\ell \eta dx) \dots\dots\dots (5.24)$$

ここに、 LE' はケーブル方程式(5.11)における LE に対応して、ケーブル傾斜角を φ としたとき、 $\sec^3 \varphi \cdot dx$ の第 i スパンまでの積分値であり、第2項の \sum はケーブル左端から第 i スパンまでの合計を意味している。

式(5.20)より明らかなように、ケーブル水平反力の変化量 H_p は θ_ξ の1次の項だけで表わされているから、式(5.19)、(5.21)～(5.24)が示すとおり、変位、曲げモーメント、せん断力などの諸量も、 θ_ξ の1次の項だけで表わされることがわかる。

5.3.3 連続補剛吊橋への適用

連続補剛吊橋の場合には、中間支点上における補剛トラスの曲げモーメントを不静定力に選んで2ヒンジ補剛吊橋を静定基本系とし、中間支点での補剛トラスの勾配が連続するよう

に不静定力の大きさを定めればよい。すなわち、2ヒンジ補剛吊橋において、第 i 番目の中間支点をはさむ補剛トラスのたわみ角不連続量に注目し、角折れによるものを $\Delta\theta_i$ 、第 j 支点に単位モーメントを作用させたことによるものを $\Delta\theta_{ij}$ とし、第 j 支点における不静定モーメントを M_j とすれば、中間支点の数を N としてつぎの弾性方程式が成立するよう M_j ($j = 1, 2, \dots, N$) を定めればよい。

$$\sum_{j=1}^N \Delta\theta_{ij} \cdot M_j + \Delta\theta_i = 0 \quad \dots\dots\dots (5.25)$$

図-5.8 (a)に示されるような補剛トラスの左支点に外力モーメント M_e が作用する単径間吊橋は、図-5.8 (b)および(c)のような2つの置換梁に分けて考えられる。このうち、置換梁(c)については式(5.12)がそのまま成立し、その解は式(5.18)で与えられる。一方、置換梁(b)については、式(5.12)の左辺第3項を0とした同次式が成立し、この場合の境界条件は以下のとおりである。

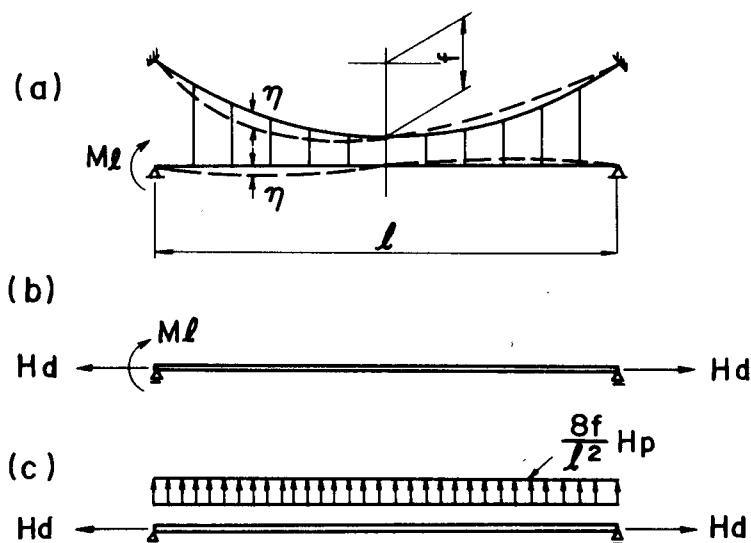


図-5.8 端支点に外力モーメントを受ける吊橋の置換梁

$$\left. \begin{array}{ll} x=0 \text{ で} & \eta = 0, \quad \eta'' = -M_e / EI \\ x=l \text{ で} & \eta = 0, \quad \eta'' = 0 \end{array} \right\} \quad \dots\dots\dots (5.26)$$

この場合の変位 η は次式で与えられる。

$$\eta = \left[\left(1 - \frac{x}{\ell} \right) - \frac{\sinh c (\ell - x)}{\sinh c \ell} \right] \cdot \frac{M_e}{H_d} \dots\dots\dots (5.27)$$

したがって、式(5.18)と式(5.27)を重ね合すことにより、補剛トラスの左端に端モーメント M_e が作用する場合の吊橋の変位を表わす式がつぎのように得られる。

$$\begin{aligned} \eta(x) = & \left[\left(1 - \frac{x}{\ell} \right) - \frac{\sinh c (\ell - x)}{\sinh c \ell} \right] \cdot \frac{M_e}{H_d} \\ & - \frac{8f}{H_d} \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{x}{\ell} \left(1 - \frac{x}{\ell} \right) - \frac{1}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c (\ell/2 - x)}{\cosh c \ell / 2} \right\} \right] \cdot H_p \\ & \dots\dots\dots (5.28) \end{aligned}$$

このときの補剛トラスの曲げモーメントおよびせん断力は、式(5.28)を2回および3回微分することにより、以下のように与えられる。

$$\begin{aligned} M(x) = & \frac{\sinh c (\ell - x)}{\sinh c \ell} M_e \\ & - \frac{8f}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c (\ell/2 - x)}{\cosh c \ell / 2} \right\} H_p \dots\dots\dots (5.29) \\ S(x) = & - \frac{c \cdot \cosh c (\ell - x)}{\sinh c \ell} M_e - \frac{8f}{\ell} \cdot \frac{\sinh c (\ell/2 - x)}{c \ell \cdot \cosh c \ell / 2} H_p \\ & \dots\dots\dots (5.30) \end{aligned}$$

以上は単径間吊橋の補剛トラス左側に外力モーメント M_e を与えた場合の議論であるが、補剛トラス右側に外力モーメント M_r を与えた場合については、式(5.28)～(5.30)において、 $M_e \rightarrow M_r$ 、 $x \rightarrow \ell - x$ とすればよい。すなわち、式(5.31)～(5.33)を得る。

$$\begin{aligned} \eta(x) = & \left[\frac{x}{\ell} - \frac{\sinh cx}{\sinh c \ell} \right] \cdot \frac{M_r}{H_d} \\ & - \frac{8f}{H_d} \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{x}{\ell} \left(1 - \frac{x}{\ell} \right) - \frac{1}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c (\ell/2 - x)}{\cosh c \ell / 2} \right\} \right] \cdot H_p \\ & \dots\dots\dots (5.31) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M(x) = & \frac{\sinh c \ell}{\sinh c \ell} \cdot M_r - \frac{8f}{c^2 \ell^2} \left\{ 1 - \frac{\cosh c (\ell/2 - x)}{\cosh c \ell / 2} \right\} \cdot H_p \\ & \dots\dots\dots (5.32) \end{aligned}$$

$$S(x) = \frac{c \cdot \cosh cx}{\sinh c \ell} \cdot M_r - \frac{8f}{\ell} \cdot \frac{\sinh c (\ell/2 - x)}{c \ell \cdot \cosh c \ell / 2} \cdot H_p \dots\dots\dots (5.33)$$

さて、これらを図-5.9に示すような3径間連続補剛吊橋に適用してみる。図-5.9に対応する2ヒンジ補剛吊橋を考えて、支点①において補剛トラスに単位モーメントを与えたと

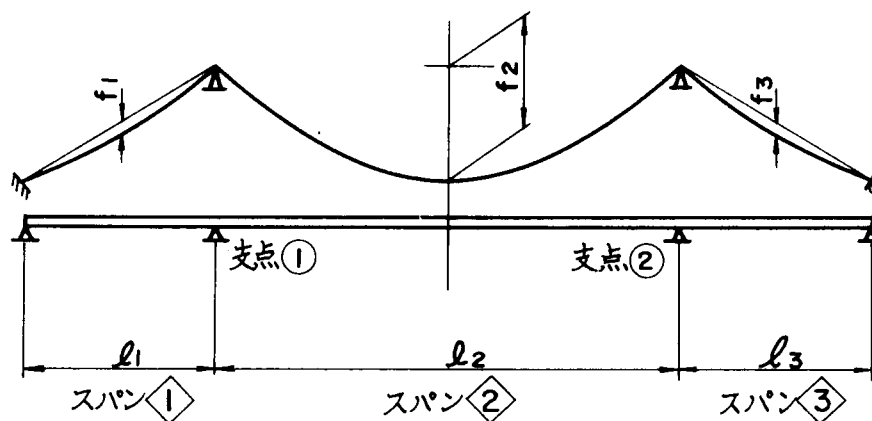


図-5.9 3径間連続補剛吊橋のモデル

きの変位，応力は，ケーブル水平反力の変化量を H_{p1} とすれば，スパン①に対しては $M_r = 1$ として式(5.31)～(5.33)で，スパン②に対しては $M_e = 1$ として式(5.28)～(5.30)で，またスパン③に対しては式(5.28)～(5.30)あるいは式(5.31)～(5.33)の右辺第2項のみで与えられる。したがって，支点①で与えた単位外力モーメントによる2ヒンジ補剛吊橋としてのケーブル水平反力の変化量 H_{p1} は，ケーブル方程式(5.11)の変位 η を，上述したようにスパンによって使い分ければ，次式が得られる。

$$H_{p1} = \frac{\sum_{i=1,2} \frac{\lambda_i}{8f_i} \left[\frac{1}{2} - \frac{\sinh c_i l_i / 2}{c_i l_i \cdot \cosh c_i l_i / 2} \right]}{\sum_{i=1,2,3} \lambda_i \left[\frac{2}{3} - \frac{8}{c_i^2 l_i^2} \left\{ 1 - \frac{\tanh c_i l_i / 2}{c_i l_i / 2} \right\} \right] + \frac{1}{8}} \quad \dots\dots\dots (5.34)$$

同様にして，支点②に単位モーメントを与えた場合については，ケーブルの水平反力 H_{p2} は，式(5.34)の分子で $\sum_{i=1,2} \rightarrow \sum_{i=2,3}$ とすればよいことがわかる。

つぎに，中間支点で与えた単位外力モーメントによる補剛トラスのたわみ角不連続量 $\Delta\theta_{ij}$ ($i, j = 1, 2$)は，上と同様にして変位曲線式(5.28)と(5.31)を使い分けることによって，つぎのように求められる。

$$\begin{aligned}
\Delta \theta_{11} &= \frac{1}{H_d} \sum_{i=1,2} \frac{1}{\ell_i} (1 - c_i \ell_i \cdot \coth c_i \ell_i) \\
&\quad + \frac{1}{H_d} \sum_{i=1,2} \frac{4f_i}{\ell_i} \left(1 - \frac{\tanh c_i \ell_i / 2}{c_i \ell_i / 2}\right) \cdot H_{p1} \\
\Delta \theta_{12} &= \frac{1}{H_d} \cdot \frac{1}{\ell_2} \left(1 - \frac{c_2 \ell_2}{\sinh c_2 \ell_2}\right) \\
&\quad + \frac{1}{H_d} \sum_{i=1,2} \frac{4f_i}{\ell_i} \left(1 - \frac{\tanh c_i \ell_i / 2}{c_i \ell_i / 2}\right) \cdot H_{p2} \\
\Delta \theta_{21} &= \frac{1}{H_d} \cdot \frac{1}{\ell_2} \left(1 - \frac{c_2 \ell_2}{\sinh c_2 \ell_2}\right) \\
&\quad + \frac{1}{H_d} \sum_{i=2,3} \frac{4f_i}{\ell_i} \left(1 - \frac{\tanh c_i \ell_i / 2}{c_i \ell_i / 2}\right) \cdot H_{p1} \\
\Delta \theta_{22} &= \frac{1}{H_d} \sum_{i=2,3} \frac{1}{\ell_i} (1 - c_i \ell_i \cdot \coth c_i \ell_i) \\
&\quad + \frac{1}{H_d} \sum_{i=2,3} \frac{4f_i}{\ell_i} \left(1 - \frac{\tanh c_i \ell_i / 2}{c_i \ell_i / 2}\right) \cdot H_{p2}
\end{aligned}
\quad \left. \vphantom{\begin{aligned} \Delta \theta_{11} \\ \Delta \theta_{12} \\ \Delta \theta_{21} \\ \Delta \theta_{22} \end{aligned}} \right\} \dots\dots\dots (5.35)$$

補剛トラスの角折れ $\theta \xi$ による中間支点でのたわみ角不連続量 $\Delta \theta_i$ ($i=1,2$) は、式 (5.19) を用いることにより、つぎのように表わされる。

$$\Delta \theta_1 = \frac{H_p}{H_d} \sum_{i=1,2} \frac{4f_i}{\ell_i} \left(1 - \frac{\tanh c_i \ell_i / 2}{c_i \ell_i / 2}\right)$$

$$- \left[\begin{array}{l} \frac{\theta \xi}{\sinh c_1 (\ell_1 - \xi_1) \cdot \{ \coth c_1 \xi_1 + \coth c_1 (\ell_1 - \xi_1) \}} \\ \quad (\theta \xi \text{ in span } \diamond 1) \\ \frac{\theta \xi}{\sinh c_2 \xi_2 \cdot \{ \coth c_2 \xi_2 + \coth c_2 (\ell_2 - \xi_2) \}} \\ \quad (\theta \xi \text{ in span } \diamond 2) \\ 0 \\ \quad (\theta \xi \text{ in span } \diamond 3) \end{array} \right]$$

$$\Delta\theta_2 = \frac{H_p}{H_d} \sum_{i=2,3} \frac{4f_i}{\ell_i} \left(1 - \frac{\tanh c_i \ell_i / 2}{c_i \ell_i / 2} \right)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \quad (\theta \xi \text{ in span } \textcircled{1}) \\ \frac{\theta \xi}{\sinh c_2 (\ell_2 - \xi_2) \cdot \{ \coth c_2 \xi_2 + \coth c_2 (\ell_2 - \xi_2) \}} \quad (\theta \xi \text{ in span } \textcircled{2}) \\ \frac{\theta \xi}{\sinh c_3 \xi_3 \cdot \{ \coth c_3 \xi_3 + \coth c_3 (\ell_3 - \xi_3) \}} \quad (\theta \xi \text{ in span } \textcircled{3}) \end{array} \right\} \dots\dots\dots (5.36)$$

2 ヒンジ補剛吊橋についてのこれらの結果を用いて、図-5.9の3径間連続補剛吊橋に関する諸量を求めるために、式(5.35)、(5.36)を式(5.25)に代入することにより、支点モーメント M_i ($i=1,2$)を $\theta\xi$ の1次の項だけで表わすことができる。このことにより、2 ヒンジ補剛吊橋について、部材長の誤差によって発生する応力、変位などの物理量を、補剛トラスユニットの単位誤差 $\theta\xi=1$ に対して $\{X_0\}$ とし、同様に支点 i での単位不静定力による物理量を $\{X_i\}$ とすれば、連続補剛吊橋としての物理量 $\{X\}$ はつぎのようになる。

$$\{X\} = [\{X_0\} + \sum_i M_i \cdot \{X_i\}] \cdot \theta\xi \quad \dots\dots\dots (5.37)$$

式(5.37)において、 $\theta\xi$ は正規分布に従う確率変数であるから、 $\{X\}$ もまた正規分布に従う。補剛トラスユニットの形状誤差は、各ユニットについてたがいに独立に発生するものであるから、各ユニットの誤差による影響を式(5.37)で計算し、正規分布の再生性を利用してそれらを重ね合せば、全体としての評価をすることができる。

第 4 節 数値計算結果と考察

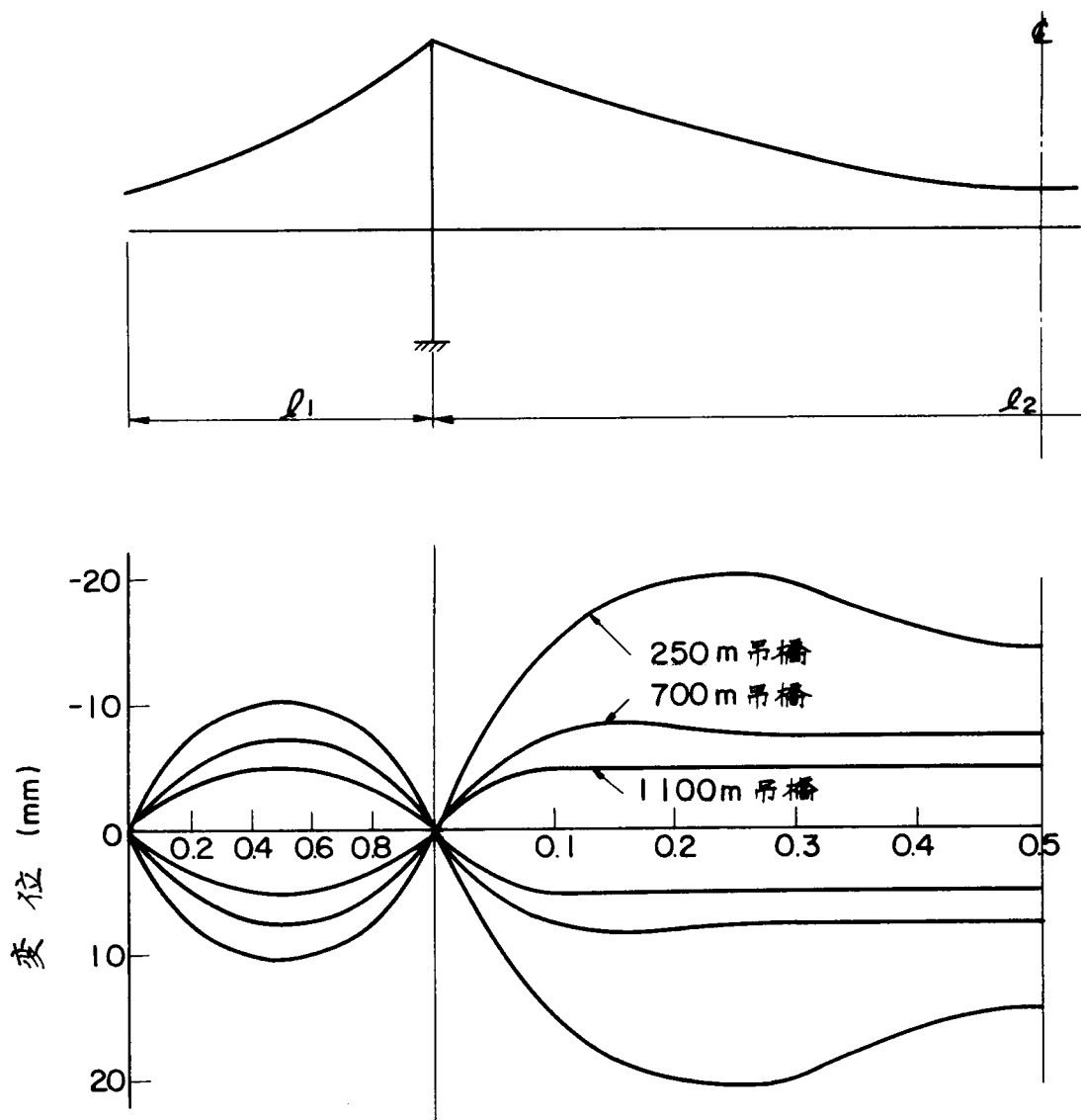
数値計算を行なうにあたっては、5.2.1で述べたところにより、製作に伴う部材長の誤差は、平均値が0 mmで標準偏差が1 mmの正規分布に従うものと考え、現場における補剛トラスユニット同志の部材添接に伴う誤差を、従来の無補剛架設を想定して、上弦材で+0.5 mm，下弦材で-0.5 mmとした。これらの誤差要因のうち、前者は補剛トラスユニットそのものの組立形状に影響を与えて、それが図-5.5に示すような曲げ型とせん断型の2種類にモデル化される。一方、後者は補剛トラスユニットの組立形状には影響しないで、それらを繋ぎ合わせた補剛トラス全体の組立形状に影響を与える。ところで、補剛トラスユニットの形状誤差のうち、図-5.5の曲げ型とせん断型それぞれについて、応答値に対する影響を、表-4.7に示すモデル吊橋のうち700 m吊橋の $c=0.015$ の場合を例にとって調べた結果が表-5.1である。これより、形状誤差が応答値に与える影響は曲げ型が支配的であることがわかる。以下の計算では簡単のため、せん断型形状誤差の影響を無視する。

表-5.1 形状誤差による影響値（標準偏差）の比較

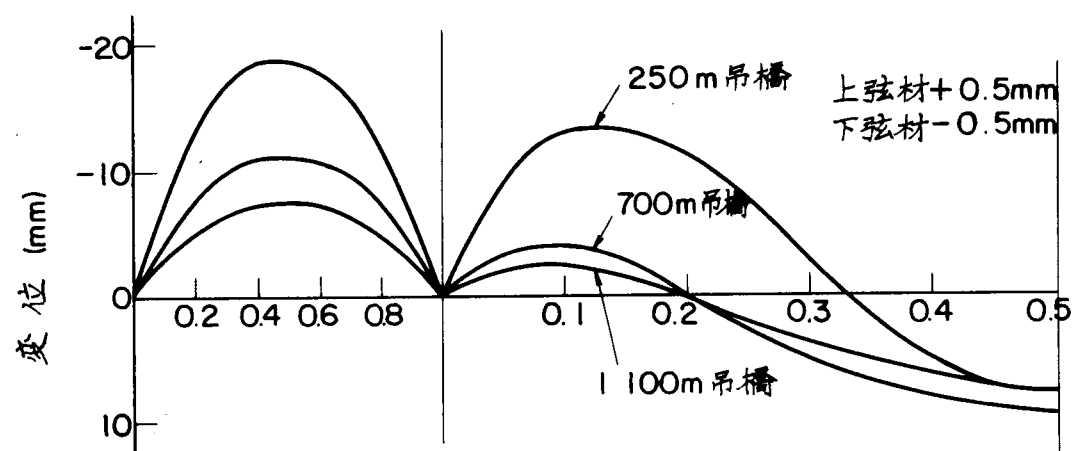
	① 曲げ型	②曲げ型とせん断型	① / ②
H_p (t)	0.27	0.27	1.00
$\eta l/2$ (mm)	3.9	4.7	0.83
$Me/2$ (t・m)	6.5	7.4	0.88

図-5.10～5.12は、それぞれ $c=0.015$ の場合のケーブルおよび補剛トラスの変位 η ，補剛トラスの曲げモーメント M ，補剛トラスのせん断力 S を示す。これらの図のうち、(a)は部材製作誤差による影響として標準偏差を、また(b)は部材添接誤差として上弦材で+0.5 mm，下弦材で-0.5 mmを与えた場合の影響値を示している。これらの結果のうち、部材長誤差による $l/4$ 点の変位，主径間中央点における補剛トラスの曲げモーメントと応力について，その標準偏差を示したものが図-5.13である。ただし弦材応力は $\sigma = (M/I) \cdot h/2$ より求めた。これらの結果より，部材製作誤差の影響として以下のような観察ができる。

- 1) 変位は支間の長大化とともに減少する。これは、サグ測量におけるケーブル温度の推定誤差による影響(図-4.22)と傾向を逆にする。また、部材長誤差によるものと温度推定誤差によるものを 2σ の範囲で比較してみれば、250m吊橋では前者がやや大きいものの、700m吊橋および1100m吊橋では、それぞれ後者の127mmおよび240mmに対して、前者は16mmおよび10mmとなっており、部材長誤差はケーブルの温度推定誤差に比べて変位に及ぼす影響がきわめて小さいといえる。
- 2) 補剛トラスの曲げモーメントは支間の増加とともにほぼ直線的に増加する。これは、ケーブルの温度推定誤差による結果と同じ傾向を示している。パラメータ $c = \sqrt{H_d / EI}$ の影響として、 c が小さくなるほど、すなわち、補剛トラスの曲げ剛性が相対的に大きくなるほど、当然のことながら大きな曲げモーメントが発生するという現象になって現われている。
- 3) 補剛トラスの弦材応力は、支間の長大化とともに急激に減少する。これは、ケーブルの温度推定誤差による影響と傾向が逆である。また、曲げモーメントの場合に見られたようなパラメータ c の影響はあまり大きくない。これは、吊橋の路面形状が、部材長誤差を伴った補剛トラスの無応力組立形状の如何によらず、主としてケーブル形状によって支配されるため、無応力組立状態から吊橋完成状態に至る補剛トラスの曲率変化は、補剛トラスの曲げ剛性にあまり影響を受けないことを示すものである。

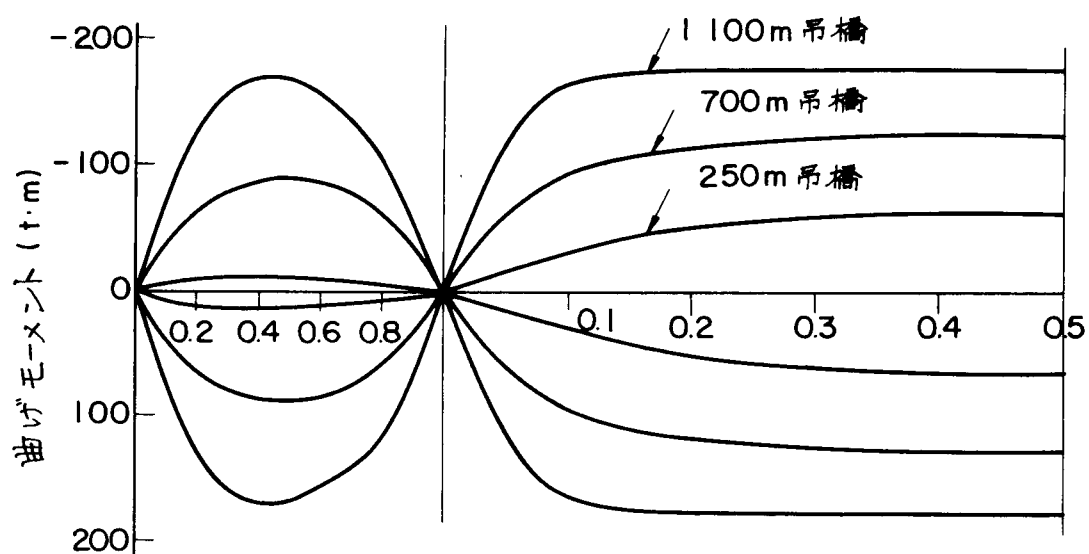
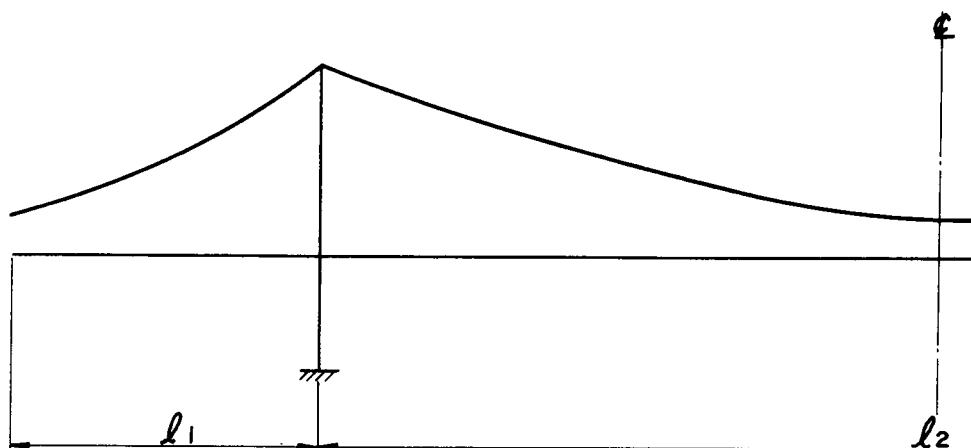


(a) 部材製作誤差による変位の標準偏差

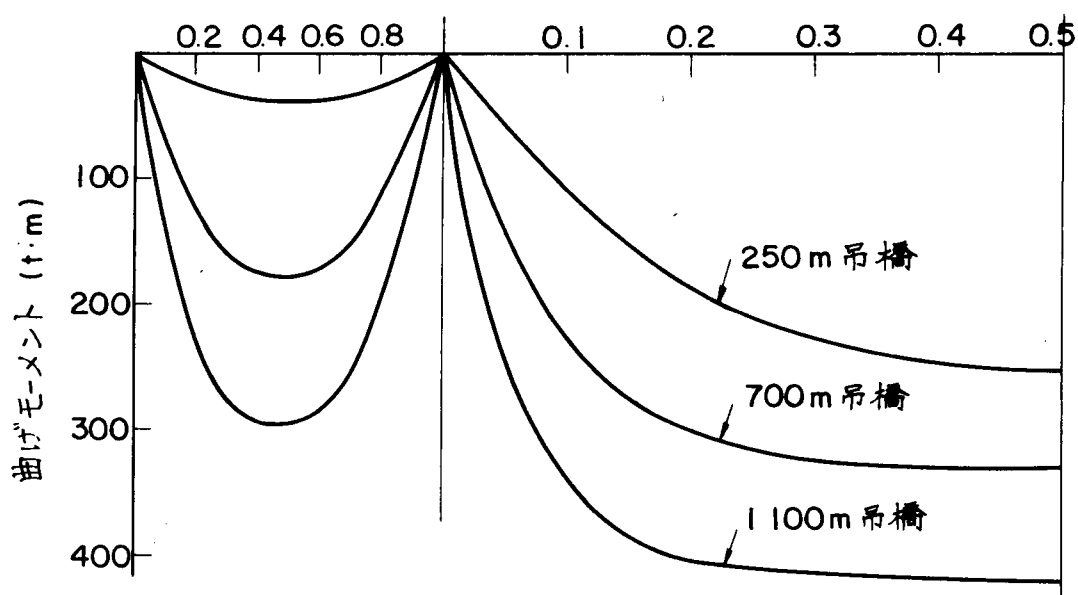


(b) 部材添接誤差による変位

図 - 5.10 部材長誤差による変位 ($c = 0.015$)

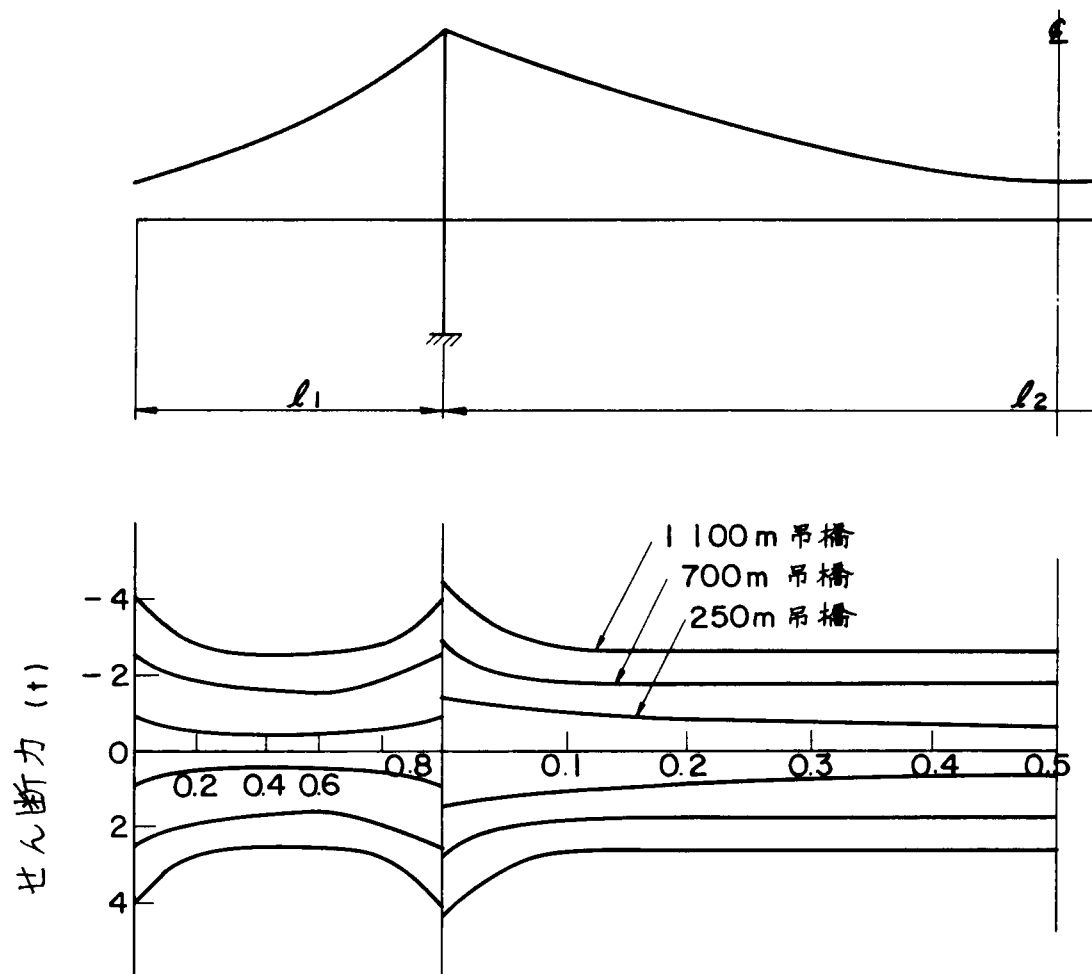


(a) 部材製作誤差による曲げモーメントの標準偏差

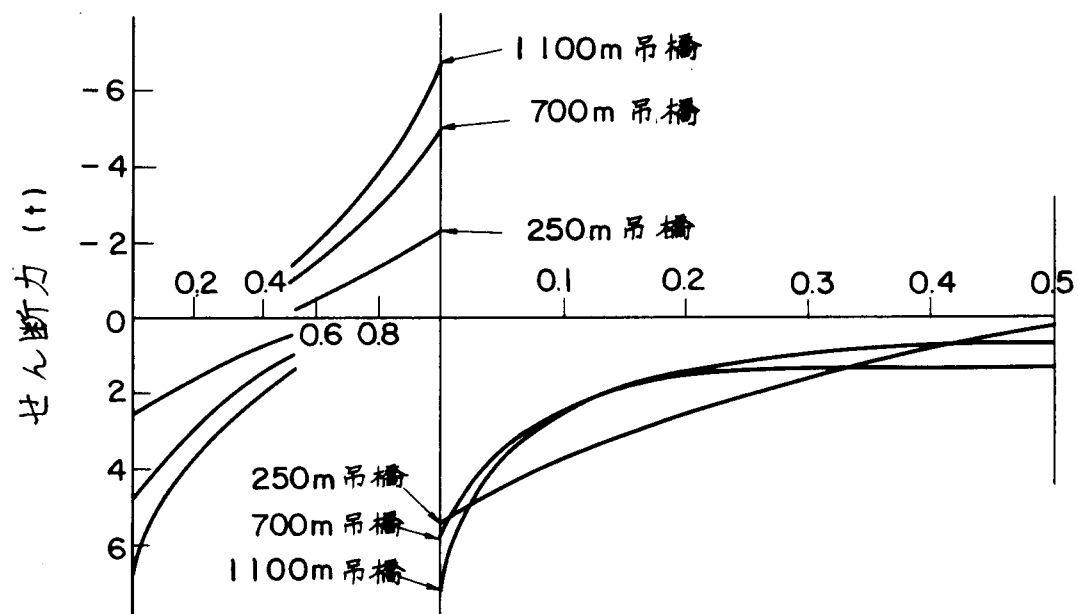


(b) 部材添接誤差による曲げモーメント

図 - 5.11 部材長誤差による曲げモーメント ($c=0.015$)

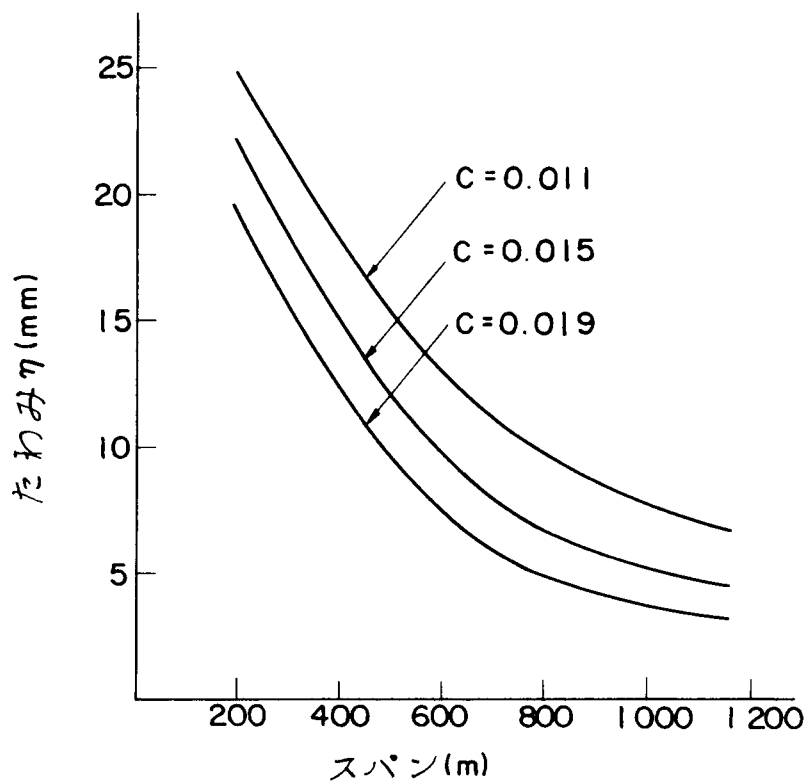


(a) 部材長誤差によるせん断力の標準偏差

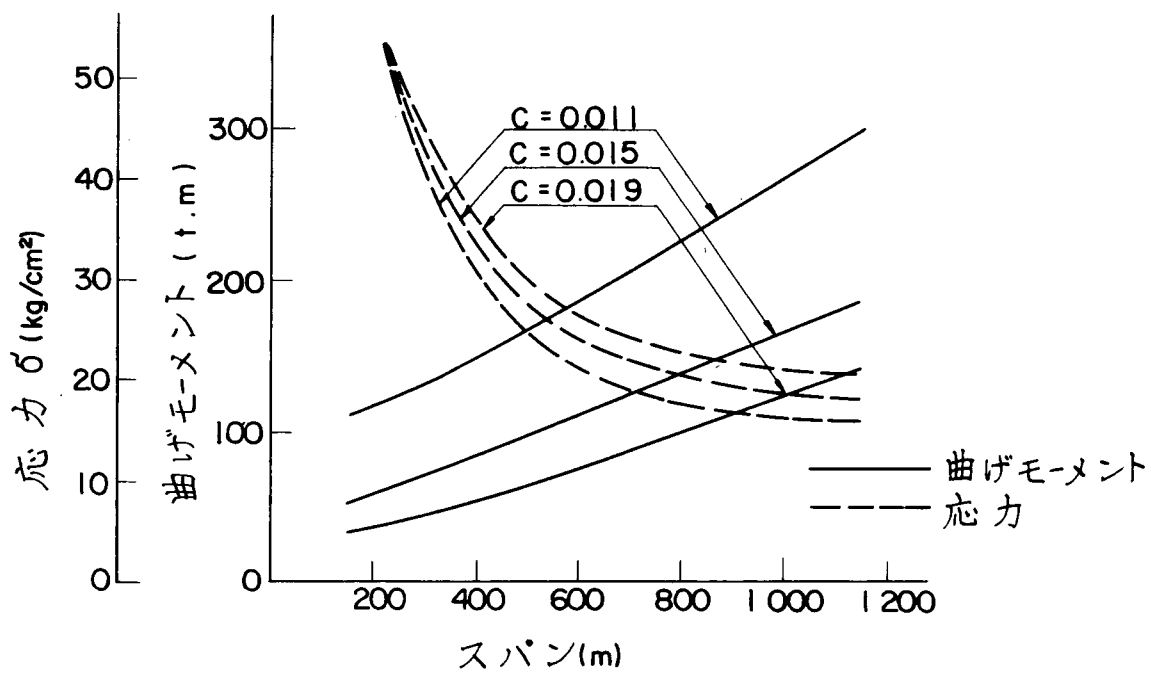


(b) 部材添添誤差によるせん断力

図 - 5.12 部材長誤差によるせん断力 ($c=0.015$)



(a) スパンと $\eta l/4$ の関係



(b) スパンと $M l/2$, $\sigma l/2$ の関係

図-5.13 部材長誤差による η , M , σ の標準偏差

部材製作誤差（標準偏差 1 mm）と無補剛架設工法に伴う部材添接誤差（上弦材で + 0.5 mm，下弦材で - 0.5 mm）による補剛トラスの弦材応力を， $c = 0.015$ の場合について示したものが図 - 5.14 である。これを，計算の対象としたモデル吊橋についてとりまとめたものが表 - 5.2 である。ここでは参考のため，若戸大橋（主径間長 367 m）についての推定値を，図 - 5.14 から読みとって入れてある。

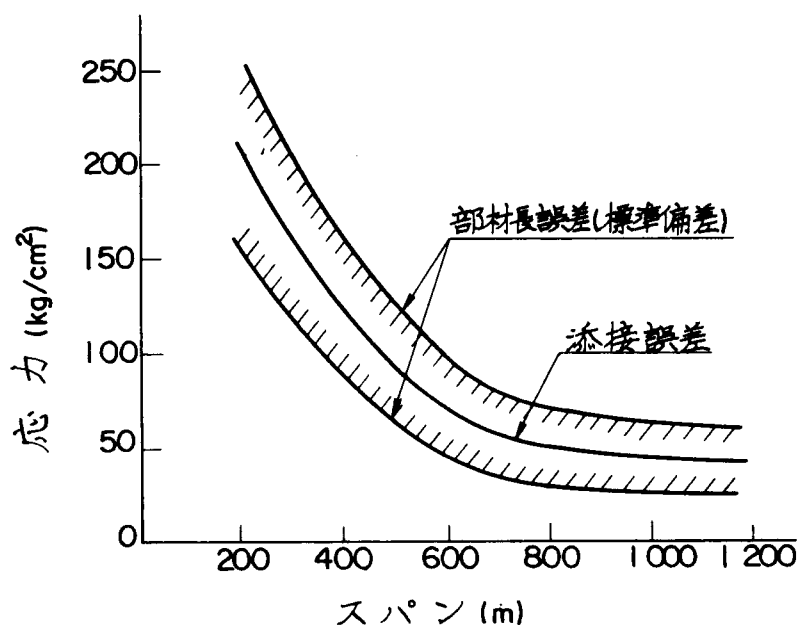


図 - 5.14 添接誤差と部材長誤差による補剛トラスの応力
（支間中央 $c=0.015$ ）

表 - 5.2 部材長誤差と添接誤差による補剛トラスの応力（ $c=0.015$ ）

	σ_{ca} *) (Kg/cm^2)	$\sigma_{2\sigma}$ **) (Kg/cm^2)	$\sigma_{m+2\sigma}$ ***) (Kg/cm^2)	$\frac{\sigma_{2\sigma}}{\sigma_{ca}}$	$\frac{\sigma_{m+2\sigma}}{\sigma_{ca}}$
250 m 吊橋	1232	94	279	0.076	0.226
若戸大橋 ($\ell=367\text{m}$)	1232	80	215	0.065	0.175
700 m 吊橋	1710	44	101	0.026	0.059
1100 m 吊橋	2116	36	79	0.017	0.037

*) $\ell/r = 40$ と想定し，軸圧縮許容応力度を $\sigma_{ca} = 1232 \text{ kg}/\text{cm}^2$ (SS41)， $1710 \text{ kg}/\text{cm}^2$ (SM50Y)， $2116 \text{ kg}/\text{cm}^2$ (SM58) とした。

**) 部材製作誤差による応力（ 2σ 値）

***) 部材製作誤差による応力（ 2σ 値）と部材添接誤差による応力の和

部材長誤差による応力ならびに部材添接誤差による応力は、4.8.2(2)で述べたケーブルの温度推定誤差による応力よりも大きく、とくに中小規模の吊橋ほどその影響は大きい。これらの誤差のうち、部材長の誤差による応力 $\sigma_{2\sigma}$ は、工場における補剛トラスの組立精度がそのまま現場での架設精度に反映されていると考えた場合のものであり、逐次剛結工法による架設がこれに相当する。一方、部材長の誤差と部材添接誤差を同時に考えた場合の応力 $\sigma_{m+2\sigma}$ は、無補剛工法による架設に伴って発生する応力に相当する。2.4.3で述べた若戸大橋と関門橋の架設に伴う残留応力の実績（若戸大橋で18%，関門橋で1.7%）は、前者が無補剛工法による吊橋であり、後者が逐次剛結工法による吊橋であることを考えると、表-5.2に示す計算結果に符号する。また、表-5.2によれば、添接誤差による応力は、700m以上の吊橋では部材長誤差による応力とほぼ同程度であり、それ以下の吊橋では、添接誤差の影響が際立って大きくなることがわかる。これらのことより、逐次剛結工法を採用した場合には、無補剛工法の場合に比べて、補剛トラスに起因する誤差応力を大幅に減少させることができ、逐次剛結工法の場合に残留する誤差応力は、無補剛工法の場合の35～45%程度になる。

第 6 章 結 論

本論文は、現在の長大吊橋に用いられている施工法に関連して、長大吊橋の各施工段階における誤差要因を拾い出し、それらを系統的に分類して、その中から主として補剛トラスに影響を与えるものを選んでその特性を明らかにするとともに、誤差の導入を制御するための施工上の配慮についての考察を行ない、もって、吊橋の構造信頼性を評価するための1つの資料を提供することを目的としたものである。

本論文で検討した内容と結論を総括すれば以下のようになる。

(1) 「第2章 吊橋の施工法と誤差要因」では、つぎのような考察を行なった。

- 1) 近代吊橋の創成期から今日に至るまでの吊橋の構造、材料、解析理論、施工法などについての発展の歴史を振り返ってみた。そして、今日の長大吊橋では、その構造形式として、ケーブルについては平行線ケーブルが主流であり、ワイヤロープケーブルは、主として経済性の面からその最大支間長が500m程度に制限されること、また補剛桁については、アメリカを中心とするトラス形式が多く、長大吊橋に採用されて歴史も古い、1966年に完成した Severn 橋に用いられた偏平箱桁は、イギリスを中心とする新しい補剛桁構造として注目されていることなどを紹介した。
- 2) 平行線ケーブルの架設法であるエアスピニング工法とプレファブストランド工法について、両工法の得失に触れたのち、両工法についての架設用設備、架設方法を説明し、それを踏まえて、エアスピニング工法における素線の調整作業ならびに両工法に共通してケーブル張渡し完了状態での形状確認作業を通じて誤差が導入される可能性のあることを指摘した。
- 3) 補剛トラスの架設法として、従来から行なわれていた無補剛工法と、関門橋ではじめて本格的に採用された逐次剛結工法の概要を説明し、その中から無補剛工法における現場添接作業にあたって補剛トラスの組立て誤差が発生することを示した。また、逐次剛結工法に現われる過応力部材の処理に関連して、ヒンジ付逐次剛結工法と吊材調整による逐次剛結工法の架設時静的特性を大鳴門橋の試設計諸元を用いた数値計算によって明らかにした。

4) 吊橋の施工に伴って発生すると考えられる誤差要因のうち、主として補剛トラスに影響を与えるものを選び出して分類し、それらに定性的な評価を加えて整理した。それらのうち、ケーブルの弾性係数は、吊橋完成後についてはともかくとして、ケーブル張力が比較的小さい補剛トラスの架設途中についての評価がいまだなされていないこと、ケーブルの張渡し形状を確認するにあたって、ケーブルの温度応答性能が重要な役割を演ずるが、その基礎的なデータが得られていないこと、補剛トラスの架設法と関連して、その製作・架設誤差の影響を評価する手段が明らかにされていないことなどを指摘した。

(2) 「第3章 ケーブルの弾性係数」では、ストランド内での素線長の不揃いが、低張力状態でのケーブルの弾性係数低下の要因であるとして、主径間長を 250m 、 700m 、 1100m とする3種類の吊橋をモデル化して数値計算により検討した。その結果、PWS工法に比べて素線長の不揃いが発生しやすいAS工法の場合でも、慣用の管理基準で素線のサグ調整を行なっていれば、支間長 380m を下限として、ケーブルがフリーハンギングの状態、ケーブルの弾性係数を素線のそれに等しくとってさしつかえないことが明らかになった。

(3) 「第4章 ケーブルの温度応答」では、ケーブルの温度応答式の誘導、模型実験による伝熱物性値の推定と温度応答式の検証、温度応答特性に伴う施工誤差の評価などを取扱ったが、その概要は以下のとおりである。

1) ケーブルを巨視的に見て、熱移動に関する均質な物質であると考えて、任意の気温変動および任意の輻射熱変動が入力されたときの温度応答式を誘導した。この式はBessel関数を含む無限級数として表わされるので、数値計算の収束性を確認するための数値実験を行ない、実用的な立場から見たときの必要項数を明らかにした。

2) 大形模型を用いた室内実験と屋外実験を行なった。室内実験は外気温のステップ変動を与えることによる応答値と理論値の対応により、熱移動に関する基本的な物性値を求めるためのものである。この実験の結果より、ケーブルの熱拡散率は炭素鋼の $\kappa \approx 500\text{cm}^2/\text{h}$ に比べてきわめて小さく、 $\kappa \approx 10\text{cm}^2/\text{h}$ であることが明らかになった。これは、ケーブルの温度応答性能が、その構成要素である素線のそれに比べて、きわめて低いことを示すものである。また、本実験に先立って行なった屋外実験に用いた供試体のうち、

ラッピング・塗装なしの状態では4.5か月間屋外に放置した供試体については $\kappa \approx 15 \text{ cm/h}$ と他の供試体よりも大きくなっていましたが、これはケーブル内部の素線表面に錆が発生して伝熱性能の向上をもたらしたものと考えられ、実際の吊橋ケーブルでも、それがラッピング・塗装されるまでに相当期間を要することから、これと同じような傾向にあると推定される。

- 3) 屋外実験は、直射日光を遮蔽した状態で外気温の任意変動に対する応答を調べるものと、外気温および直射日光の変動に対する応答を調べるものの2種類とした。これらの結果のうち、実験方法に起因する1, 2の特異な現象が認められたものの、ここで与えた温度応答式の妥当性が検証された。
- 4) 外気温・日射の変動に対する応答実験結果より、現場でのサグ測量が行なわれる午前4時前後では、日射の影響はほとんどなくなっているものの、外気温とケーブル平均温度の間にはかなりの差が見受けられた。
- 5) 直径600mmの平行線ケーブル(700m吊橋に相当)を想定して、東京における1年間にわたる1時間ごとの気温観測結果と理論日射量を用いて温度応答を追跡した結果、吊橋の温度応力がケーブルの伸縮で支配されることを考えれば、現在一般的に用いられている設計温度変化 $\pm 30^\circ\text{C}$ は、他形式の橋梁はともかくとして、吊橋に関する限りでは過大であって、 $\pm 20^\circ\text{C}$ で十分であること、ケーブル断面内での温度差による素線の二次応力は許容応力度の約4%になることなどが、設計上の問題として明らかになった。
- 6) サグ測量にあたって発生するケーブルの温度推定誤差の影響を評価するために、主径間長250m, 700m, 1100mのモデル化された3種類の吊橋を対象として、上記5)で述べた気温データファイルを用いて数値計算を行なった。その結果、以下の事項が明らかになった。
 - (i) 午前4時におけるケーブル温度の推定誤差の平均値は、ケーブルのサグに対して過大な温度補正を行なわしめる。その結果、吊材は所要の寸法より短かく製作されることになる。
 - (ii) 午前4時のケーブル平均温度と、それに先立つ24時間の平均気温の間には、危険率5%で一次の回帰性があり、そのときの標準誤差は、現行の方法による温度推定誤差の標準偏差と同程度あるいはそれ以下である。したがって、架設地点における過去1年間程度の気温観測結果を用いて、ケーブル平均温度の応答計算と回帰分析を行なってお

けば、ケーブルの温度推定がより確実に行なわれることになり、少なくとも、現行の方法による温度推定誤差の平均値は消去可能である。

(iii) ケーブルの温度推定誤差に伴うケーブル形状の確認誤差が補剛トラスに与える影響について、線形化撓度理論により計算した。その結果、以下のような現象が明らかになった。

(イ) 補剛トラスの変位はケーブル形状の確認誤差とほぼ同値である。このことは、吊材長の不足分がそのまま補剛トラスの変位となって現われ、ケーブルの伸びには寄与していないことを示すものと考えられる。支間中央における誤差変位は、700m吊橋の場合、平均値で62mm、2 σ の範囲で127mm、1100m吊橋の場合にはそれぞれ117mm、240mmとなる。

(ロ) 補剛トラスの弦材応力は支間の長大化とともに増加するが、使用鋼材を700m吊橋でSM50Y、1100m吊橋でSM58とすれば、2 σ の範囲でともに1.2%程度となる。

(4) 「第5章 補剛トラスの部材長誤差」では、補剛トラスを構成する各部材に製作上付加される長さの誤差と、架設単位となる補剛トラスユニットが現場添接される時に発生する添接誤差に分けて、それが補剛トラス自身に与える影響について考察した。

1) 部材長の製作誤差は、工場での製作方法からみて平均値を0とする正規分布に従うと考えられるが、関門橋の補剛トラス部材のうち、箱形断面部材518本の部材検査成績（平均値-0.06mm、標準偏差0.93mm）よりこれを確認し、平均値0mm、標準偏差1mmで代表させた。

2) 現場添接誤差は施工法と密接な係わりを持つものであり、自由度の大きい状態で添接作業が可能な逐次剛結工法では、添接誤差の発生する余地は少なく、補剛トラスユニットの工場組立て精度がそのまま現場での架設精度に反映され则认为よい。一方、無補剛工法の場合には、孔合せの自由度が小さく、高力ボルト本締め時の補剛トラスの変形状態からみて、上弦材でプラス側、下弦材でマイナス側の誤差が累積する。ここではボルト径に対する孔径の余裕を考えてそれを0.5mmとした。

3) 部材長誤差による補剛トラスユニットの組立形状誤差をパラメトリックにモデル化し、それが吊橋に与える影響を評価するために、線形化撓度理論の基本式から出発して、変

位、応力を与える式を2ヒンジ補剛吊橋ならびに連続補剛吊橋に対して誘導した。これらの式に正規分布の再生性を用いて誤差の影響を評価した。

4) 第4章で用いたのと同じ3種類のモデル吊橋について数値計算を行ない、誤差の影響を評価した。その結果は以下のとおりである。

(i) 補剛トラスの変位はきわめて小さい。これは、ケーブル形状の確認誤差がそのまま補剛トラスの変位となって現われたことと合わせて考えれば、吊橋の路面形状は主としてケーブル形状によって支配され、補剛トラスの無応力組立形状の不整にはほとんど影響されないことを示すものといえる。

(ii) 補剛トラス弦材の誤差応力は、ケーブルの温度推定誤差による応力よりも大きく、その影響は中小規模の吊橋ほど顕著である。これを、部材長の製作誤差と現場添接誤差がともに発生すると考えられる無補剛工法と、現場添接誤差の発生が考えにくい逐次剛結工法の場合について、支間250～1100mのモデル吊橋に関する数値計算結果より比較してみればつぎのようになる。

(1) 補剛トラスの使用鋼材を吊橋の規模に応じてSS41からSM58までとした場合、部材長の誤差を2 σ の範囲で考えれば、逐次剛結工法の場合の誤差による残留応力は許容応力の8～2%である。

(2) これと同様にして無補剛工法については、許容応力に対する誤差応力の割合は23～4%になる。

(3) 誤差応力は支間の増加とともに小さくなる。また、逐次剛結工法を採用することにより、無補剛工法の場合に比べて、誤差応力を35～45%におさえることができる。

(4) モデル吊橋に関する数値計算結果を無補剛工法による若戸大橋と逐次剛結工法による関門橋に適用すれば、誤差応力の発生率が前者で17.5%、後者で2.6%となり、両橋の実績にほぼ一致する。

本論文では、吊橋の各施工段階で導入される誤差要因のうち、主として補剛トラスの品質に影響を与えると考えられるものを選んで整理し、導入される誤差量とその応答値を定量的に評価するための手法を示すとともに、実際の施工法を踏まえて考察を加え、さらに、誤差の導入を制御するための具体的な施工上の配慮とその効果について考察した。このような考

察は，視点を交えて塔，ケーブルなど，吊橋の他の構成要素についても必要であり，これらを総合することによって，施工法から見た吊橋の信頼性評価が可能になると思う。

本論文をとりまとめるに当り，格別のご指導，ご援助を賜った京都大学名誉教授 小西一郎博士ならびに京都大学工学部教授 白石成人博士の2先生に心からの感謝の意を表する次第である。また，株式会社 横河橋梁製作所 常任顧問 友永和夫博士および同社取締役設計部長 長谷川鏑一博士には詳細にわたる御指導，御便宜を賜り，同社研究所 清田鍊次君には実験遂行のうえで多大の御協力をいただいた。ここに衷心から感謝申し上げる次第である。

参 考 文 献

- 1) 乙藤憲一 : 吊橋のケーブルと補剛桁の計画と架設に関する二, 三の考察,
土木学会誌, 1979年11月
- 2) 大橋昭光 : ベラザノ・ナロウズ吊橋のケーブル架設について,
土木研究所集報, 第23号(1963. 3)
- 3) Kinney, J.W., Rothman, H., Stahl, F. : Verrazano-Narrows
Bridge : Fabrication and Construction of Superstructure, Jour.
of Constr. Div., ASCE, CO2 (1966).
- 4) 日本道路公団 : 関門橋工事報告書, 土木学会,
- 5) フォース道路橋についてのディスカッション, 調査月報,
昭和43年10月号, 神戸市
- 6) 長谷川肇一, 菅七郎, 原田康夫, 鳥居邦夫 : 吊橋の補剛ゲタ架設に関する2, 3の
考察, 橋梁と基礎, Vol.3, №5, 昭和44年5月
- 7) 長谷川肇一, 菅七郎, 原田康夫, 西木憲明, 原幾人 : 逐次剛結法による吊橋の補剛
ゲタ架設, 橋梁と基礎, Vol.4, №4, 昭和45年4月
- 8) 長谷川肇一, 菅七郎, 原田康夫, 西木憲明, 原幾人 : 吊橋の補剛桁架設模型実験,
横河橋梁技報第1号, 昭和47年1月
- 9) 長谷川肇一, 菅七郎, 原田康夫, 清田鍊次 : 逐次剛結法による吊橋の補剛桁架設
(追補), 横河橋梁技報第1号, 昭和47年1月
- 10) 本州四国連絡橋公団 : 大鳴門橋2ヒンジ吊橋実施設計他 設計図面,
昭和52年3月
- 11) 前掲の文献4)に同じ
- 12) 日本建築学会編 : 建築設計資料集成2, 丸善, 昭和35年12月
- 13) 東京天文台編纂 : 理科年表/昭和49年, 丸善
- 14) 本州四国連絡橋公団 : 上部構造設計基準・同解説, 昭和54年5月
- 15) 日本道路協会 : 道路橋示方書・I 共通編, 昭和55年2月
- 16) 文献13)に同じ
- 17) 日本道路公団関門建設所編 : 関門高速道路関門橋設計図集

18) 平井敦 : 鋼橋Ⅲ, 昭和42年, 技報堂

19) 文献18)に同じ